

UNIVERSIDADE FEDERAL DO RIO GRANDE DO SUL

ESCOLA DE ENGENHARIA

PROGRAMA DE PÓS-GRADUAÇÃO EM ENGENHARIA DE MINAS,
METALÚRGICA E DE MATERIAIS – PPGE3M

MARCELO FAVARO BORGES

CORRELAÇÃO NUMÉRICA-EXPERIMENTAL DA REDUÇÃO DA VIDA EM FADIGA
DE DUTOS FLEXÍVEIS OPERANDO COM ANULAR ALAGADO NA PRESENÇA DE
CO₂.

PORTO ALEGRE

2017

MARCELO FAVARO BORGES

CORRELAÇÃO NUMÉRICA-EXPERIMENTAL DA REDUÇÃO DA VIDA EM FADIGA
DE DUTOS FLEXÍVEIS OPERANDO COM ANULAR ALAGADO NA PRESENÇA DE
CO₂.

Tese submetida ao Programa de Pós-graduação em Engenharia de Minas, Metalúrgica e de Materiais (PPGE3M) da Universidade Federal do Rio Grande do Sul, como requisito parcial à obtenção do título de Doutor em Engenharia, modalidade Acadêmica.

Área de concentração: Ciência e Tecnologia dos Materiais

Orientador: Prof. Dr. Carlos Eduardo Fortis Kwietniewski

Co-orientador: Prof. Dr. Telmo Roberto Strohaecker (em memória)

PORTO ALEGRE

2017

UNIVERSIDADE FEDERAL DO RIO GRANDE DO SUL

Reitor: Rui Vicente Oppermann

Vice-reitor: Jane Fraga Tutikian

ESCOLA DE ENGENHARIA

Diretor: Luiz Carlos Pinto da Silva Filho

Vice-diretora: Carla Schwengber ten Caten

PROGRAMA DE PÓS-GRADUAÇÃO EM ENGENHARIA DE MINAS,
METALÚRGICA E DE MATERIAIS – PPGE3M

Coordenador: Carlos Pérez Bergmann

Vice-coordenador: Afonso Reguly

Favaro Borges, Marcelo
CORRELAÇÃO NUMÉRICA-EXPERIMENTAL DA REDUÇÃO DA
VIDA EM FADIGA DE DUTOS FLEXÍVEIS OPERANDO COM
ANULAR ALAGADO NA PRESENÇA DE CO₂. / Marcelo Favaro
Borges. -- 2017.

235 f.

Orientador: Carlos Eduardo Fortis Kwietniewski.

Coorientador: Telmo Roberto Strohaecker.

Tese (Doutorado) -- Universidade Federal do Rio
Grande do Sul, Escola de Engenharia, Programa de Pós-
Graduação em Engenharia de Minas, Metalúrgica e de
Materiais, Porto Alegre, BR-RS, 2017.

1. Fadiga. 2. Corrosão Fadiga. 3. Mecânica da
Fratura. 4. Risers Flexíveis. 5. Anular Alagado. I.
Eduardo Fortis Kwietniewski, Carlos, orient. II.
Roberto Strohaecker, Telmo, coorient. III. Título.

MARCELO FAVARO BORGES

CORRELAÇÃO NUMÉRICA EXPERIMENTAL DA REDUÇÃO DA VIDA EM FADIGA
DE DUTOS FLEXÍVEIS OPERANDO COM ANULAR ALAGADO NA PRESENÇA DE
CO₂.

Esta tese foi analisada e julgada adequada para a obtenção do título de Doutor em Engenharia, área de concentração em Ciência e Tecnologia dos Materiais, e aprovado em sua forma final pelo Orientador e pela Bancada Examinadora designada pelo Programa de Pós-graduação em Engenharia de Minas, Metalúrgica e de Materiais (PPGE3M) da Universidade Federal do Rio Grande do Sul.

Prof. Dr. Carlos Eduardo Fortis Kwietniewski – Prof. Orientador

Prof. Dr. Carlos Pérez Bergmann – Coordenador PPGE3M

Aprovado em: 31/10/2017

BANCA EXAMINADORA

Dr. Márcio Levi Kramer de Macedo

Dr. Toni Roger Schifelhain de Lima

Prof. Dr. André Ronaldo Froelich

Dedico esta tese a minha família que sempre esteve ao meu lado, em especial a minha eterna namorada e esposa Fabiane.

AGRADECIMENTOS

Ao meu orientador Prof. Dr. Carlos Eduardo Fortis Kwietniewski pelo suporte durante a construção desta Tese, pelas trocas de ideias, apoio profissional e amizade.

Ao meu co-orientador Prof. Dr. Telmo Roberto Strohaecker (em memória) por seu incentivo e contribuição técnica as quais certamente fortaleceram a qualidade deste trabalho e garantiram o sucesso das experiências realizadas. Aproveito para registrar a gratidão pelas inúmeras oportunidades, acolhida, ensinamentos acadêmicos, profissionais, de vida e acima de tudo pela amizade.

À UFRGS em especial ao PPGE3M e seus professores pelo esforço para oferecer ensino e pesquisa de qualidade, apoio dentro e fora de sala de aula e pela oportunidade de desenvolver esta Tese de Doutorado.

Ao LAMEF como instituição na figura de seus coordenadores, pessoal de apoio e equipe técnica que com sua infraestrutura de ponta permitiram a realização de experimentos de alto nível nunca antes executados no país. Aos colegas e amigos, em especial, dos grupos Proeng-EC, Gecor, GEND, GAF e GEM os quais participaram ativamente de todos os experimentos e análises que tornaram esta tese possível. Agradeço também pelas longas noites de estudo, trabalho, discussões técnicas, revisões e momentos de lazer.

À STRESSTEC Engenharia, pela disponibilização de sua estrutura para a realização de algumas das análises desta tese.

À Petrobras e em especial aos engenheiros Carlos José Bandeira de Mello Joia e Fabricio Pinheiro dos Santos por disponibilizarem os dados de sua pesquisa que serviram de base para este trabalho, pela disponibilidade e pelas discussões técnicas.

À minha esposa Fabiane, pelo incentivo aos estudos, apoio incondicional durante toda a nossa história e principalmente por me dar força para seguir em frente lutando ao meu lado em todos os momentos em que obstáculos se apresentaram. Ainda agradeço pelas revisões, paciência, compreensão, companheirismo, amor e carinho dispendidos durante o doutorado e em toda nossa trajetória juntos.

Aos meus pais Edson Luiz Borges e Silvana Favaro Borges por todo o incentivo aos estudos, ideais e valores os quais me guiaram durante toda a vida. Aos meus avôs e avós Zaire (em memória), Terezinha, Milton (em memória) e Angelina (em memória) por todo o carinho, incentivo, suporte e amor incondicional.

“Eu sou parte de uma equipe. Então, quando venço, não sou eu apenas quem vence. De certa forma, termino o trabalho de um grupo enorme de pessoas”.

- Ayrton Senna

RESUMO

A exploração de petróleo em alto mar traz consigo desafios crescentes com o aumento da lâmina d'água e do grau de agressividade dos contaminantes presentes no fluido produzido. Sendo a produção no País majoritariamente escoada do poço para as unidades de produção por dutos flexíveis, faz-se necessária a realização de estudos aprofundados da influência destas condições na vida em fadiga destes equipamentos. Tais condições quando associadas ao alagamento da região anular dos dutos flexíveis, pode favorecer a corrosão das armaduras de tração, responsáveis por conferir resistência axial ao duto. Este fato compromete a integridade da estrutura, levando a operação à uma condição não segura.

Com o intuito de elevar o grau de conhecimento sobre estes mecanismos de degradação, o presente estudo tem por objetivo estabelecer uma relação entre os parâmetros construtivos e operacionais destes dutos, com o seu desempenho em campo frente a carregamentos cíclicos e na condição de anular alagado. Para tal, tendo como base a literatura disponível no tema, foram selecionados parâmetros de estudo para, a partir destes, determinar fatores de redução de vida em fadiga (FRVFs). Estes fatores foram quantificados e estudados através de correlações numéricas e experimentais, sendo validadas através da realização de um ensaio em escala real de um duto flexível com anular alagado com água do mar sintética saturada com dióxido de carbono.

Como resultados foram obtidos fatores de redução de vida em fadiga para as condições estudadas. Ainda, foi estabelecida uma metodologia para a determinação destes e sua utilização para o cálculo do dano acumulado de fadiga nestes dutos.

Palavras-chave: Duto flexível, Anular Alagado, Dióxido de Carbono, Corrosão, Fadiga.

ABSTRACT

Offshore oil exploration involves growing challenges as water depth increases and aggressive oil contaminants are present in production fluid. As Brazilian production is conducted from the well to the production units mostly through flexible pipes, studies regarding the influence of these conditions on fatigue life of these structures are necessary. When the annulus is flooded with seawater the above conditions turn the environment corrosive for tensile armor wires, that are responsible to provide axial strength to the pipe. This fact compromises the integrity of the structure as a whole turning the operation unsafe.

To increase the knowledge regarding these degradation mechanisms this study aims to establish a relationship between constructive and operational parameters with field performance considering dynamic loadings and flooded annulus conditions. For such, using the literature data available it was selected some relevant parameters and from these it was determined fatigue life reduction factors (FRVFs). The FRVF was quantified and studied using numeric and experimental relations and validated through a full scale fatigue test in flooded annulus condition with synthetic seawater saturated with CO₂.

As a result, it was obtained the FRFV to explored conditions. Even more, it was established a methodology for its determination and applicability for calculation of cumulative fatigue damage in flexible pipes.

Keywords: Flexible Pipes, Flooded Annulus, Carbon Dioxide, Corrosion, Fatigue.

LISTA DE FIGURAS

Figura 1 – Duto flexível de camadas não aderentes (Fonte: NOV Flexibles, 2017).	39
Figura 2 – Configurações geométricas possíveis para um duto flexível de interligação de uma Unidade Flutuante de Produção (Fonte: adaptado de API RP 17B, 2014; JAHANSHAHI, 2013).	43
Figura 3 – Seção em corte de um conector recomendado pela API RP 17B (Fonte: adaptado de API 17B, 2014).	44
Figura 4 – Geometrias patenteadas de ancoragem dos três maiores fabricantes de dutos flexíveis, sendo respectivamente: a) TechnipFMC US6.923.477/2005, b) BHGE-Wellstream US6.592.153 B1/2003 e c) NOV-NKT US6.273.142/2001 (Fonte: adaptado patentes supracitadas).	46
Figura 5 – Processo de conformação das armaduras de tração durante a montagem de um conector (Fonte: adaptado de BORGES, 2015; CAMPELLO 2014).	47
Figura 6 – Enrijecedor desacoplado, sólido, de poliuretano (Fonte: o Autor).	49
Figura 7 – Dutos de camadas não aderentes de parede lisa – Família I (<i>smooth bore</i>) e rugosa – Famílias II e III (<i>rough bore</i>), respectivamente (Fonte: adaptado de FRASER, 1989).	53
Figura 8 – Regiões de um duto flexível de camadas não aderentes (Fonte: o Autor).	55
Figura 9 – Construção típica e seção esquemática de um duto flexível de camadas não aderentes segundo API (Fonte: adaptado de API RP 17B, 2014).	56
Figura 10 – Construção típica e seção esquemática de um duto flexível de camadas não aderentes segundo API (Fonte: adaptado de API 17B 2014).	56
Figura 11 – Geometria da carcaça adaptado de (Fonte: adaptado de API 17B, 2014 e LEMOS, 2004).	57
Figura 12 – Geometrias da armadura de pressão, sendo A) Perfil “Z” (Zeta), B) Perfil “C”, C) Perfil “T” (Teta) Tipo I e D) Perfil “T” (Teta) Tipo II (Fonte: adaptado de API 17B, 2014).	59
Figura 13 – Geometrias da armadura de pressão, sendo: A) Perfil Circular, B) Perfil Oblongo e C) Perfil Retangular (Fonte: adaptado de LEMOS, 2004).	62
Figura 14 – Compilado de incidentes de campo com dutos flexíveis reportados internacionalmente (Fonte: adaptado de BOSCHEE 2012, PSA NORWAY, 2013).	66

Figura 15 – Exemplos de localização de dano na capa externa e como estes repercutem no preenchimento do anular (Fonte: MUREN 2013).	73
Figura 16 – Exemplos de danos na capa externa, respectivamente, explosão devido a bloqueio da válvula de alívio e furo por impacto com estrutura adjacente durante a instalação (Fonte: SEAFLEX, 2007; CARNEVAL, 2006, respectivamente).	73
Figura 17 – Permeação de gases entre das diferentes regiões de um duto flexível (Fonte: NEGREIROS, 2016).	74
Figura 18 – Diagrama do fenômeno de transporte de um fluido através de uma barreira polimérica (Fonte: KLOPFER, 2001).....	75
Figura 19 – Resultados obtidos por REMITA (2003) para pH e SF_{Fe} para diferentes relações de V/A (Fonte: REMITA, 2003).	81
Figura 20 – Avaliação da tensão média versus a tensão alternada (a) e curvas S-N para diferentes tensões médias (b) (Fonte: LEE, 2005).....	82
Figura 21 – Intensificação de deformação devido à ruptura de fios adjacentes: (a) Valores médios das leituras de deformação cíclica da fibra ótica para todos os 38 fios do duto flexível e (b) valor médio da leitura de deformação da fibra ótica cíclica para os fios 2 e 37 (Fonte: JACQUES, 2010).....	87
Figura 22 – Corrosão preferencial nos intervalos das camadas antiatrito identificada nas armaduras de tração e da corrosão por pites da 100 μm nas armaduras de pressão (Fonte: adaptado de CHARLESWORTH, 2011).....	88
Figura 23 – Fluxograma da estrutura da tese.....	92
Figura 24 – Amostras produzidas com fios planos (Fonte: o Autor).....	94
Figura 25 – Ensaio de tração das armaduras de tração (Fonte: o Autor).....	94
Figura 26 – Fluxograma das análises de caracterização (Fonte: o Autor).	95
Figura 27 – Microscópio óptico Olympus BX60M com câmera DP12 (Fonte: o Autor).	96
Figura 28 – Comprimento e posição das medições de rugosidade (Fonte: o Autor).	97
Figura 29 – Indicação de lado externo e lado interno das amostras em relação ao fio (Fonte: o Autor).	98
Figura 30 – Corpos de Prova do tipo SE(B) e SE(T) (Fonte: o Autor).....	99
Figura 31 – Ensaio de tenacidade à fratura na configuração SE(B) em fios planos (Fonte: o Autor).	100

Figura 32 – Ensaio de tenacidade à fratura na configuração SE(B) em fio não helicoidal (Fonte: o Autor).	100
Figura 33 – Ensaio de tenacidade à fratura na configuração SE(T) em fio helicoidal (Fonte: o Autor).	101
Figura 34 – Dispositivo para carregamento em flexão a quatro pontos acomodando quatro amostras simultaneamente (Fonte: o Autor).	102
Figura 35 – Máquina universal de ensaios MTS para testes de fadiga ao ar (Fonte: o Autor).	103
Figura 36 – Sistema de controle de gases com invólucro de acrílico (Fonte: o Autor).	104
Figura 37 – Principais componentes do sistema de ensaios de corrosão-fadiga (Fonte: o Autor).	104
Figura 38 – Disposição dos corpos de prova e pregos na autoclave de ensaio (Fonte: o Autor).	106
Figura 39 – Vista superior da autoclave de ensaio sem as amostras, mostrando seus componentes internos (Fonte: o Autor).	107
Figura 40 – Geometria dos corpos de prova: (A) Compressão e (B) Tração (Fonte: o Autor).	107
Figura 41 – Corpos de prova: A) Compressão e B) Tração (Fonte: o Autor).	108
Figura 42 – Ensaio de tração na resina (Fonte: o Autor).	109
Figura 43 – Ensaio de compressão na resina epóxi (Fonte: o Autor).	109
Figura 44 – Dimensões do molde dos corpos de prova de referência (Fonte: o Autor).	110
Figura 45 – Geometria das amostras: (A) retangular plano com múltiplos fios, (B) retangular angulado com múltiplos fios, (C) cilíndrico angulado, (D) semicilíndrico com múltiplos fios, (E) cilíndrico (Fonte: o Autor).	111
Figura 46 – Corpos de prova para ensaio de adesão (Fonte: o Autor).	111
Figura 47 – Ensaio de Adesão (Fonte: o Autor).	112
Figura 48 – Desenho esquemático do posicionamento da caixa no conector real (Fonte: o Autor).	113
Figura 49 – Componentes da caixa de tração curta e longa, respectivamente.	114
Figura 50 – Representação esquemática do processo de dobramento dos fios para os ensaios em escala média (Fonte: o Autor).	115

Figura 51 – Posicionamento dos extensômetros na caixa de tração curta (Fonte: o Autor).	116
Figura 52 – Posicionamento dos extensômetros na caixa de tração longa (Fonte: o Autor).	116
Figura 53 – Extensômetro aplicado ao fio da armadura de tração e coberto com o protetor HBM ABM75 (Fonte: o Autor).	117
Figura 54 – Detalhe da caixa de tração que mostra a fenda que permite que parte do fio se projete para fora da caixa de tração e, assim, possa ser tracionado pela garra hidráulica (Fonte: o Autor).	117
Figura 55 – Esquema de aplicação de desmoldante nas amostras (Fonte: o Autor).	118
Figura 56 – Caixa de tração com mangueiras de injeção e tampa de acrílico (Fonte: o Autor).	119
Figura 57 – Bionix Servohydraulic Test Systems e MTS Landmark 820, respectivamente (Fonte: o Autor).	120
Figura 58 – Caixa de tração montada na máquina de ensaios (Fonte: o Autor).	121
Figura 59 – Configuração de ensaio a quente (Fonte: o Autor).	121
Figura 60 – Código de identificação dos parâmetros das amostras (Fonte: o Autor).	122
Figura 61 – Esquema de carregamentos estáticos e dinâmicos aplicados (Fonte: o Autor).	123
Figura 62 – Carregamentos A e A1 para ensaio estático (Fonte: o Autor).	124
Figura 63 – Carregamento Dinâmico (Fonte: o Autor).	124
Figura 64 – Codificação de nomenclatura dos modelos (Fonte: o Autor).	125
Figura 65 – Visão geral do modelo numérico com fio, rolete de dobramento, roletes de retorno, gabarito de curvatura, resina e caixa de tração (Fonte: o Autor).	126
Figura 66 – Modelo numérico do dobramento. (A) posição inicial; (B) dobramento do fio pelas roldanas; (C) liberação das roldanas e movimento de retorno elástico (<i>springback</i>); (D) primeiro movimento de posicionamento do fio na caixa; (E) posição final do fio na caixa (Fonte: o Autor).	127
Figura 67 – Configuração final do modelo com colar, preenchimento de resina epóxi, caixa de tração e fio conformado (Fonte: o Autor).	128

Figura 68 – Carregamento ao longo do tempo inserido no modelo das amostras curtas e longas, para simulação de ensaio estático (Fonte: o Autor).....	131
Figura 69 – Sequência dos blocos de carga utilizados no modelo numérico para as amostras curtas e longas (Fonte: o Autor).	133
Figura 70 – Amostra especificada para o teste em escala real (Fonte: o Autor).....	134
Figura 71 – Amostra para o teste em escala real como recebida (Fonte: o Autor).	135
Figura 72 – Bancada de ensaios (Fonte: o Autor).....	136
Figura 73 – Esquema de montagem da amostra (Fonte: o Autor).	137
Figura 74 – Montagem da bancada com a amostra (Fonte: o Autor).....	137
Figura 75 – Sistema de alagamento do anular – STAA (Fonte: o Autor).	138
Figura 76 – Diagrama do posicionamento dos acelerômetros (Fonte: o Autor).	142
Figura 77 – Diagrama da montagem do SMAR no ensaio (Fonte: o Autor).	143
Figura 78 – Representação esquemática do posicionamento dos sensores de emissão acústica ao longo da amostra (Fonte: o Autor).....	144
Figura 79 – Assinaturas típicas de eventos indicativos de ruptura em sistemas de monitoramento angular, de vibração e acústico, respectivamente (Fonte: o Autor).	144
Figura 80 – Curvas tensão versus deformação para os ensaios realizados com fios planos (Fonte: o Autor).....	149
Figura 81 – Micrografia em MO mostrando a microestrutura perlítica (Fonte: o Autor).	150
Figura 82 – Micrografia mostrando a superfície do material isenta de descontinuidades superficiais (Fonte: o Autor).	150
Figura 83 – Perfil de microdureza nas amostras (Fonte: o Autor).....	151
Figura 84 – Perfil de tensões residuais na amostra 2 nos lados interno e externo, respectivamente (Fonte: o Autor).	153
Figura 85 – Perfil de tensões residuais na amostra 3.1 nos lados interno e externo, respectivamente (Fonte: o Autor).	153
Figura 86 – Perfil de tensões residuais na amostra 3.2 nos lados interno e externo, respectivamente (Fonte: o Autor).	153
Figura 87 – Perfil de tensões residuais na amostra 4.1 nos lados interno e externo, respectivamente (Fonte: o Autor).	154

Figura 88 – Perfil de tensões residuais na amostra 4.2 nos lados interno e externo, respectivamente (Fonte: o Autor).	154
Figura 89 – Configuração SE(B) do fio de duto flexível de 6" (Fonte: o Autor).	156
Figura 90 – Configuração SE(B) do fio de duto flexível de 6" plano (não helicoidal) (Fonte: o Autor).	156
Figura 91 – Configuração SE(T) do fio de duto flexível de 6" (Fonte: o Autor).	157
Figura 92 – Curvas S-N ao ar (Fonte: o Autor).	159
Figura 93 – Curvas S-N em meio agressivo (água do mar sintética desaerada e água do mar sintética desaerada saturada com CO ₂ – 1bara) (Fonte: o Autor).	160
Figura 94 – Curvas de tensão-deformação de engenharia (Fonte: o Autor).	161
Figura 95 – Corpos de prova, pós-ensaio (CP 17, 20, 16, 19, da esquerda para direita) (Fonte: o Autor).	162
Figura 96 – Ensaio de compressão em resina (Fonte: o Autor).	163
Figura 97 – (A) Corpo de prova de compressão após fratura (CP16). (B) Superfície de fratura do CP16 (Fonte: o Autor).	164
Figura 98 – Curvas de Carga x Deslocamento (amostras de Ø30 mm, L150 mm e ângulo de 10° - D30L150 0°) dos ensaios de adesão (Fonte: o Autor).	165
Figura 99 – Curvas de Carga x deslocamento (amostras de Ø18 e 24 mm, L150 mm e ângulo de 0°) (Fonte: o Autor).	166
Figura 100 – Curvas de Carga x deslocamento (amostras de Ø40 e 60 mm, L150 mm e ângulo de 0°) (Fonte: o Autor).	166
Figura 101 – Curvas de Carga x deslocamento (amostras de Ø30, comprimento L de 30 e 50 mm e ângulo de 0°) (Fonte: o Autor).	167
Figura 102 – Curvas de Carga x deslocamento (amostras de Ø30, comprimento L de 75 e 100 mm e ângulo de 0°) (Fonte: o Autor).	168
Figura 103 – Curvas de Carga x deslocamento (amostras de Ø30, comprimento L de 125 e 300 mm e ângulo de 0°) (Fonte: o Autor).	168
Figura 104 – Curvas de Carga x deslocamento (amostras de Ø30, L de 150 mm e ângulo de 5° e 15°) (Fonte: o Autor).	169
Figura 105 – Resultados para os ângulos de 5° e 10° na configuração com múltiplos fios (Fonte: o Autor).	170
Figura 106 – Falha na região de entrada do conector (região de conformação) (Fonte: o Autor).	171

Figura 107 – Carga de FAT e de ruptura das amostras de conector antigo (curto) ensaiadas sob regime de carregamento estático (Fonte: o Autor).	171
Figura 108 – Carga de FAT e de ruptura das amostras de conector novo (longo) ensaiadas sob regime de carregamento estático (Fonte: o Autor).	172
Figura 109 – Resultado do conjunto entre deformação e carga relacionados ao tempo de ensaio para a amostra RC-002 (Fonte: o Autor).	174
Figura 110 – Relação entre carga e deslocamento para a amostra RC-002 (Fonte: o Autor).	174
Figura 111 – Relação entre as posições dos extensômetros e suas respectivas deformações para o segundo patamar de carregamento da amostra RC-002 (Fonte: o Autor).	175
Figura 112 – Curvas E-N em escala média ao Ar (Fonte: o Autor).	176
Figura 113 – Sobreposição experimental/modelo numérico da imagem do fio posicionado na caixa de teste (Fonte: o Autor).	178
Figura 114 – Comparação dos deslocamentos entre o modelo numérico e os testes experimentais de amostras longas, para a condição de dobramento do fio de 120° com raio de 10 mm (Fonte: o Autor).	179
Figura 115 – Comparação dos deslocamentos entre o modelo numérico e o teste experimental de uma amostra curta, para a condição de dobramento do fio de 90° com raio de 10 mm (Fonte: o Autor).	180
Figura 116 – Comparação entre as deformações ao longo do fio lidas pelos extensômetros (pontos) e as obtidas pelo modelo numérico (linhas) para as amostras longas, com condição de dobramento do fio de 133° com raio de 30 mm, para os patamares de carregamento de (a) 65,8 kN; (b) 7,33 kN (Fonte: o Autor).	181
Figura 117 – Comparação entre as deformações ao longo do fio lidas pelos extensômetros (pontos) e as obtidas pelo modelo numérico (linhas) para as amostras longas, com condição de dobramento do fio de 133° com raio de 30 mm, para os patamares de carregamento de (c) 39,5 kN; (d) 73,33 kN (Fonte: o Autor).	182
Figura 118 – Comparação entre as deformações ao longo do fio lidas pelos extensômetros (pontos) e as obtidas pelo modelo numérico (linhas) para amostras curtas, com condição de dobramento do fio de 90° com raio de 10 mm, para os patamares de carregamento de (a) 53,58 kN; (b) 6,11 kN; (c) 37,6 kN (Fonte: o Autor).	183

Figura 119 – Comparação entre as deformações ao longo do fio lidas pelos extensômetros (pontos) e as obtidas pelo modelo numérico (linhas) para amostras curtas, com condição de dobramento do fio de 90° com raio de 10 mm, para os patamares de carregamento de a) 53,58 kN; b) 6,11 kN; c) 37,6 kN; d) 61,1 kN (Fonte: o Autor).	184
Figura 120 – Comparação entre curva E-N do experimento e do modelo numérico para amostras longas com condição de dobramento do fio de 133° com raio de 30 mm (Fonte: o Autor).	185
Figura 121 – Comparação entre curva E-N do experimento e do modelo numérico para amostras curtas com condição de dobramento do fio de 90° com raio de 10 mm (Fonte: o Autor).	186
Figura 122 – Curvas E-N geradas numericamente para amostras curtas com condição de dobramento do fio, descolamento parcial (aplicação de desmoldante) e temperatura sendo variadas (Fonte: o Autor).	187
Figura 123 – Curvas E-N geradas numericamente para amostras curtas com condição de dobramento do fio, descolamento parcial (aplicação de desmoldante) e temperatura sendo variadas (Fonte: o Autor).	187
Figura 124 – Eficiência do teste medida pela razão das horas de ciclagem pelas horas de disponibilidade (Fonte: o Autor).	189
Figura 125 – Parametros medidos do fluido do anular ao longo do teste: CO ₂ dissolvido, O ₂ dissolvido, pH e ferro dissolvido/total, respectivamente (Fonte: o Autor).	190
Figura 126 – Controle dos eventos indicativos de ruptura em relação ao número de ciclos e ao bloco de carregamento (Fonte: o Autor).	191
Figura 127 – Localização das rupturas e inspeção por líquidos penetrantes (LP) e partículas magnéticas nas regiões adjacentes as fraturas (Fonte: o Autor).	192
Figura 128 – Macrografias das superfícies de fratura dos 14 fios rompidos localizados durante a dissecação da amostra do ensaio em escala real.	192
Figura 129 – Fractografias dos fios que falharam evidenciando exemplos de: (A) pite na face plana, (B) linha de corrosão, (C) pite na quina esquerda (camada externa) e (D) pite na quina direita (camada interna), respectivamente (Fonte: o Autor).	193
Figura 130 – Modelo numérico do duto completo apresentando o resultado da intensificação de tensões para a condição de 1 fio rompido (Fonte: o Autor).	195

Figura 131 – Resultados dos modelos numéricos de tubo completo para as condições de 1 a 13 fios rompidos da armadura de tração externa (Fonte: o Autor).	195
Figura 132 – Curvas S-N ao ar e em meio levantadas com material da armadura de tração (Fonte: o Autor).	201
Figura 133 – Comparativo de ancoragem frente a variação de diâmetro e ângulo (Fonte: o Autor).	203
Figura 134 – Resposta da ancoragem frente a variação de comprimento (Fonte: o Autor).	204
Figura 135 – Metodologia para a determinação do fator de concentração de tensões (K_t) ao longo do fio na caixa de tração, com foco na região de dobramento. (Fonte: o Autor).	205
Figura 136 – Comparação do fator de concentração de tensões na região de dobramento com a carga transferida a extremidade de ancoragem para os modelos numéricos com diferentes ângulos de dobramento (Fonte: o Autor).	206
Figura 137 – Comparação do fator de concentração de tensões na região de dobramento com a carga transferida a extremidade de ancoragem para os modelos numéricos com diferentes raios de dobramento (Fonte: o Autor).	206
Figura 138 – Comparação do fator de concentração de tensões na região de dobramento com a carga transferida à extremidade de ancoragem para os modelos numéricos com diferentes percentuais de desmoldante aplicado ao fio para simular uma perda de adesão parcial entre o par de contato (Fonte: o Autor).	207
Figura 139 – Comparação do fator de concentração de tensões na região de dobramento com a carga transferida a extremidade de ancoragem para os modelos numéricos com diferentes temperaturas de operação (Fonte: o Autor).	208
Figura 140 – Comparação entre curvas E-N de modelos com diferentes ângulos de dobramento (Fonte: o Autor).	209
Figura 141 – Comparação entre curvas E-N de modelos com diferentes raios de dobramento (Fonte: o Autor).	210
Figura 142 – Comparação entre curvas E-N de modelos com diferentes percentuais de desmoldante aplicados ao fio (Fonte: o Autor).	211
Figura 143 – Comparação entre curvas E-N de modelos com diferentes campos de temperatura aplicados (Fonte: o Autor).	211

Figura 144 – Gráfico comparativo da evolução do pH, ferro dissolvido e total em função do tempo para o teste em escala real com anular alagado (Fonte: o Autor).....	214
Figura 145 – Mapa das rupturas de fios da armadura de tração no ensaio de fadiga em escala real com anular alagado com água do mar sintética a 1 bara de CO ₂ (MRT). Fonte: (o Autor).	235

LISTA DE TABELAS

Tabela 1 – Famílias de dutos flexíveis segundo à API RP 17B (2014) Fonte: Norma API 17B, 2014).	54
Tabela 2 – Resumo dos fatores de intensificação de tensão devido à ruptura de fios adjacentes da armadura de tração interna (Fonte: 4SUBSEA, 2017).	85
Tabela 3 – Resumo das análises e dos efeitos observados por NEGREIROS (2016).	89
Tabela 4 – Propriedades dos componentes (Fonte: o Autor).	129
Tabela 5 – Condições de contorno do modelo (Fonte: o Autor).	129
Tabela 6 – Condições de contato entre componentes adjacentes (Fonte: o Autor).	130
Tabela 7 – Carregamento estático inserido no modelo (Fonte: o Autor).	131
Tabela 8 – Blocos de carga para simulação de ensaios dinâmicos (Fonte: o Autor).	132
Tabela 9 – Parâmetros de carregamento de pré-teste (Fonte: o Autor).	145
Tabela 10 – Blocos de carregamento do teste em escala real (Fonte: o Autor).	145
Tabela 11 – Resultados para fios helicoidais, dutos de 6" (Fonte: o Autor).	148
Tabela 12 – Resultados para fios planos (Fonte: o Autor).	149
Tabela 13 – Resultado da análise química da amostra 6 – 0145/3 (Fonte: o Autor).	151
Tabela 14 – Resultado da análise química da amostra 6 – 0146/3 (Fonte: o Autor).	151
Tabela 15 – Resultado da análise química da amostra 6 – 0147/3 (Fonte: o Autor).	152
Tabela 16 – Média da rugosidade máxima (Fonte: o Autor).	152
Tabela 17 – Tensões residuais transversais e longitudinais médias e máximas para o método do furo cego (Fonte: o Autor).	155
Tabela 18 – Tensões residuais medidas por DRX (Fonte: o Autor).	155
Tabela 19 – Dimensões dos corpos de prova do tipo SE(B) – fios planos e valores de tenacidade à fratura (Fonte: o Autor).	157
Tabela 20 – Dimensões dos corpos de prova do tipo SE(B) – fios helicoidais e valores de tenacidade à fratura (Fonte: o Autor).	158

Tabela 21 – Dimensões dos corpos de prova do tipo SE(T) – fios helicoidais e valores de tenacidade à fratura (Fonte: o Autor).	158
Tabela 22 – Resultados dos ensaios de fadiga - condição ao ar (Fonte: o Autor). .	159
Tabela 23 – Resultados dos ensaios de corrosão-fadiga (Fonte: o Autor).....	160
Tabela 24 – Tensão máxima dos ensaios de tração (Fonte: o Autor).	161
Tabela 25 – Valores de tensão máxima dos ensaios de compressão da resina (Fonte: o Autor).	163
Tabela 26 – Força máxima e média dos ensaios de adesão para o diâmetro de 30 mm, comprimento de 150mm e ângulo 0° (D30L150 0°) (Fonte: o Autor).	165
Tabela 27 – Resultados para os diâmetros 18 e 24 mm (Fonte: o Autor).	166
Tabela 28 – Resultados para os diâmetros 40 e 60 mm (Fonte: o Autor).	167
Tabela 29 – Resultados para os comprimentos 30 e 50 mm (Fonte: o Autor).	167
Tabela 30 – Resultados para os comprimentos 75 e 100 mm (Fonte: o Autor).	168
Tabela 31 – Resultados para os comprimentos 125 e 300 mm (Fonte: o Autor). ...	169
Tabela 32 – Resultados para os ângulos de 5° e 10° (Fonte: o Autor).	169
Tabela 33 – Resultados para os ângulos de 5° e 10° na configuração com múltiplos fios (Fonte: o Autor).....	170
Tabela 34 – Valores de carga de FAT e de carga máxima de ruptura dos ensaios estáticos representativos de conectores curtos. (Fonte: o Autor).....	172
Tabela 35 – Valores de carga de FAT e de carga máxima de ruptura dos ensaios estáticos representativos de conectores longos. (Fonte: o Autor).....	173
Tabela 36 – Coeficientes das curvas E-N em escala média (Fonte: o Autor).....	176
Tabela 37 – Resultados dos ensaios de fadiga das caixas de tração (Fonte: o Autor).	177
Tabela 38 – Resultados dos modelos numéricos – curvas E-N (Fonte: o Autor). ...	188
Tabela 39 – Resultados dos modelos numéricos – curvas E-N (Fonte: o Autor). ...	188
Tabela 40 – Eventos indicativos de ruptura relacionados com o tamanho dos defeitos medidos durante a análise de falha (Fonte: o Autor).....	194
Tabela 41 – Eventos indicativos de ruptura relacionados com o tamanho dos defeitos medidos durante a análise de falha (Fonte: o Autor).....	196
Tabela 42 – Tabela comparativa dos fatores de redução de vida em fadiga entre as curvas levantadas considerando como referência a curva de média a um delta de 500 MPa (Fonte: o Autor).	202

Tabela 43 – Fatores de redução vida em fadiga devido a diferentes condições de dobramento, de temperatura e de perda de adesão parcial obtidos através de ensaios experimentais e análises numéricas para amostras com diferentes comprimentos de ancoragem (Fonte: o Autor).	212
Tabela 44 – Fatores de intensificação de tensão devido à ruptura de fios adjacentes (Fonte: o Autor).	213
Tabela 45 – Cálculo do dano em fadiga para o teste de corrosão-fadiga em escala real determinados com base nos fatores de redução de vida em fadiga (Fonte: o Autor).	216
Tabela 46 – Danos de fadiga acumulados calculados para as 3 primeiras rupturas do teste em escala real com base nos fatores de redução de vida (Fonte: o Autor).	217
Tabela 47 – Resultados das medidas de rugosidade (Fonte: o Autor).....	234

LISTA DE ABREVIATURAS

ANP	Agência Nacional do Petróleo
API	<i>American Petroleum Institute</i>
BV	<i>Bureau Veritas</i>
CH ₄	Metano
CO ₂	Dióxido de Carbono
DNV	<i>Det Norske Veritas</i>
EUA	Estados Unidos da América
FPSO	<i>Floating Production Storage and Offloading</i>
FRT	Fator de redução de tensão
FRVF	Fator de redução de vida em fadiga
FSO	<i>Floating Storage and Offloading</i>
GLP	Gás Liquefeito de Petróleo
H ₂ S	Sulfeto de Hidrogênio
HIC	Trincamento Induzido p/ Hidrogênio (<i>Hydrogen Induced Cracking</i>)
HP	<i>High Pressure</i>
HT	<i>High Temperature</i>
IFP	Instituto Frances do Petróleo (<i>Institut Français du Pétrole</i>)
ISO	International Organisation for Standardization (ISO)
JIP	<i>Joint industry project</i>
MBR	Raio mínimo de curvatura (<i>minimum bending radius</i>)
MCH	Módulo de conexão horizontal
MCV	Módulo de conexão vertical
PLSV	Navio instalador de linhas flexíveis (<i>Pipe Laying Support Vessel</i>)
PROCAP	Programa de Capacitação Tecnológica em Águas Profundas
SCC	Corrosão Sob Tensão (<i>Stress Corrosion Cracking</i>)
SMAR	Sistema de monitoramento de armaduras e detecção de rupturas
SPAs	Sistemas de Produção Antecipada
SS	<i>Semi-submersible</i>
SSC	Corrosão Sob Tensão por Sulfetos (<i>Sulfide Stress Cracking</i>)
TDP	<i>Touchdown point</i>
TDZ	<i>Touchdown zone</i>
VIV	Vibração Induzida por Vórtice

LISTA DE SÍMBOLOS

δ_{uc}	Valor crítico de CTOD
®	Marca registrada
2c	Diâmetro/largura de pite
cCO ₂	Concentração de CO ₂ dissolvido
CO _{2(d)}	Dióxido de carbono dissolvido
CO _{2(g)}	Dióxido de carbono gasoso
E-N	Curva de Wöhler, delta de deformação por número de ciclos até a falha
F _u	Fator de utilização
J _{uc}	Valor crítico de integral-J
K _f	Fator de concentração de tensões à fadiga
K _{IC}	Tenacidade à fratura
K _t	Fator de concentração de tensões
N _{sim}	Número de ciclos da simulação
Ø	Diâmetro
P _m	Carga máxima suportada pelo corpo de prova
P _Q	Carga aplicada no ensaio de tenacidade à fratura
R _a	Rugosidade aritmética
R _{max}	Rugosidade máxima
R _t	Rugosidade total
SF _{fe}	Supersaturação de íons de ferro
S-N	Curva de Wöhler, delta de tensão por número de ciclos até a falha
$\Delta\epsilon$	Delta de deformação
$\Delta\epsilon_{sim}$	Delta de deformação da simulação
$\Delta\sigma$	Delta de tensão
σ_a	Amplitude de tensão ou tensão alternada
σ_f	Limite de resistência à fadiga
σ_m	Tensão média
$\sigma_{m\acute{a}x}$	Tensão máxima
$\sigma_{m\acute{i}n}$	Tensão mínima
σ_u	Limite de resistência à tração
σ_y	Tensão de escoamento convencional a 0,2% de deformação

SUMÁRIO

AGRADECIMENTOS	6
RESUMO.....	8
ABSTRACT	9
LISTA DE FIGURAS	10
LISTA DE TABELAS	20
LISTA DE ABREVIATURAS.....	23
LISTA DE SÍMBOLOS.....	24
SUMÁRIO.....	25
1. INTRODUÇÃO	31
1.1. CONTEXTUALIZAÇÃO HISTORICA DA EXPLORAÇÃO DE PETRÓLEO....	31
2. MOTIVAÇÃO	36
3. OBJETIVOS	38
4. REVISÃO DA LITERATURA	39
4.1. Conceitos, características e propriedades dos dutos flexíveis	39
4.1.1. Histórico	40
4.1.1. Configurações geométricas	42
4.1.1. Acessórios de dutos flexíveis.....	44
4.1.1.1. Conectores (<i>end-fittings</i>)	44
4.1.1.2. Anodos de sacrifício	48
4.1.1.3. Enrijecedores (<i>bend stiffners</i>).....	48
4.1.1.4. Colares de parada (<i>stop collars</i>).....	49
4.1.1.5. Restritores de curvatura (<i>bend restrictors</i>)	49
4.1.1.6. Boias e flutuadores.....	50
4.1.1.7. Âncoras	50
4.1.2. Tipos de dutos flexíveis.....	50
4.1.3. Características construtivas	54
4.1.4. Descrição das camadas de dutos flexíveis	56
4.1.4.1. Carcaça (CC).....	57
4.1.4.2. Barreira de vedação interna (BVI)	58
4.1.4.3. Armadura de pressão (AP).....	58
4.1.4.4. Armadura de reforço (AR)	60
4.1.4.5. Fita antiatrito (FAD)	61
4.1.4.6. Armadura de tração (AT).....	61

4.1.4.7.	Fita de tecido de alta resistência (FTAR)	63
4.1.4.8.	Bandagem e fitas de montagem (BM)	63
4.1.4.9.	Barreira de vedação externa (BVE)	64
4.1.4.10.	Isolamento térmico (IT)	64
4.1.4.11.	Capa protetora externa (CPE)	65
4.1.5.	Modos de falha	65
4.2.	Normas e Regulamentações	67
4.2.1.	Entidades regulamentadoras	67
4.2.2.	Normas aplicáveis	68
4.3.	Teses e Artigos Científicos de Referência	69
4.3.1.	Comportamento mecânico de dutos flexíveis	69
4.3.2.	Condição de anular alagado	71
4.3.3.	Permeação pelas barreiras de vedação	75
4.3.4.	Físico-Química da condição de anular alagado	77
4.3.5.	Corrosão em dutos com anular alagado	80
4.3.1.	Fadiga em dutos flexíveis	81
4.3.2.	Ensaio em dutos com anular alagado	85
4.3.3.	Experiências de campo com dutos com anular alagado	87
4.3.4.	Inspeção e monitoramento da barreira de vedação externa	89
5.	MATERIAIS E MÉTODOS	91
5.1.	Caracterização dos materiais	93
5.1.1.	Armadura de tração	93
5.1.1.1.	Ensaio de tração	93
5.1.1.2.	Caracterização metalúrgica	95
5.1.1.2.1.	Avaliação Microestrutural	95
5.1.1.2.2.	Microdureza	96
5.1.1.2.3.	Análise química	96
5.1.1.2.4.	Rugosidade	97
5.1.1.3.	Tensões residuais	97
5.1.1.4.	Tenacidade à fratura	99
5.1.1.5.	Curvas de fadiga (S-N)	101
5.1.1.5.1.	Curvas de fadiga ao ar	103
5.1.1.5.2.	Curvas de fadiga em meio agressivo	103

5.2.	Resina epóxi (conectores).....	107
5.2.1.	Ensaio de tração da resina.....	108
5.2.2.	Ensaio de compressão da resina	109
5.3.	Interface fio-epóxi	110
5.3.1.	Caracterização da adesão da resina ao fio.....	110
5.3.1.1.	Corpos de prova	110
5.3.2.	Ensaio em escala média	113
5.3.3.	Modelamento da interação fio-epóxi	125
5.3.3.1.	Objetivo	126
5.3.3.2.	Modelo.....	126
5.3.3.3.	Etapa de dobramento e geometria final da amostra.....	126
5.3.3.4.	Partes do modelo	128
5.3.3.5.	Propriedades dos materiais	128
5.3.3.6.	Condições de contorno.....	129
5.3.3.7.	Condições de contato entre as partes	130
5.3.3.8.	Carregamentos.....	130
5.3.3.8.1.	Estático	130
5.3.3.8.2.	Dinâmico	132
5.3.3.9.	Metodologia de validação	133
5.4.	Escala real.....	133
5.4.1.	Teste de fadiga com anular alagado e com injeção de CO ₂	134
5.4.1.1.	Sistemas de monitoramento e controle	138
5.4.1.2.	Sistema de alagamento do anular	138
5.4.1.2.1.	Manobras	138
5.4.1.2.1.1.	Inertização e limpeza das linhas	138
5.4.1.2.1.2.	Preenchimento dos tanques	139
5.4.1.2.1.3.	Desaeração e saturação da solução.....	139
5.4.1.2.1.4.	Transferência da solução para a amostra.....	140
5.4.1.2.1.5.	Borbulhamento de CO ₂ e monitoramento	140
5.4.1.3.	Instrumentação.....	140
5.4.1.3.1.	Sensores de força e pressão	141
5.4.1.3.2.	Sensores de ângulo de torção	141
5.4.1.3.3.	Sensores de elongação/deslocamento	141

5.4.1.3.4.	Sensores de temperatura	141
5.4.1.3.5.	Sensores de parada.....	141
5.4.1.3.6.	Detecção de rupturas.....	142
5.4.1.1.	Monitoramento de vibrações	142
5.4.1.1.	Monitoramento do ângulo de torção	142
5.4.1.2.	Emissão acústica.....	143
5.4.1.3.	Análise dos dados e detecção de eventos	144
5.4.1.4.	Blocos de carregamento.....	145
5.4.1.5.	Análise de falha	145
5.4.1.5.1.	Inspeção visual	146
5.4.1.5.2.	Líquidos penetrantes	146
5.4.1.5.3.	Partículas magnéticas.....	146
5.4.1.5.4.	Microscopia ótica	147
5.4.1.5.5.	Microscopia Eletrônica de Varredura (MEV).....	147
5.4.2.	Modelo numérico de duto flexível completo	147
6.	RESULTADOS	148
6.1.	Caracterização de materiais	148
6.1.1.	Armadura de tração	148
6.1.1.1.	Ensaio de tração.....	148
6.1.1.2.	Caracterização metalúrgica.....	149
6.1.1.2.1.	Avaliação Microestrutural.....	149
6.1.1.2.2.	Microdureza	150
6.1.1.2.3.	Análise química.....	151
6.1.1.2.4.	Rugosidade.....	152
6.1.1.3.	Tensões residuais	152
6.1.1.3.1.	Método do furo cego	152
6.1.1.3.2.	Difração de raios X (DRX)	155
6.1.1.4.	Tenacidade à fratura	156
6.1.1.5.	Curvas de fadiga (S-N).....	158
6.1.1.5.1.	Curvas de fadiga ao ar.....	159
6.1.1.5.2.	Curvas de fadiga em meio agressivo.....	160
6.2.	Resina epóxi (conectores).....	161
6.2.1.	Ensaio de tração na resina.....	161

6.2.2.	Ensaio de compressão na resina	162
6.3.	Interface fio-epóxi	164
6.3.1.	Caracterização da Adesão da Resina ao Fio	164
6.3.1.1.	Resultados das amostras de referência (Ø30mm L150mm 10°)	164
6.3.1.2.	Resultados das amostras de variação de diâmetro	165
6.3.1.3.	Resultados das amostras de variação de comprimento	167
6.3.1.4.	Resultados das amostras com variação de ângulo	169
6.3.2.	Ensaio e modelos numéricos para dutos em escala média	170
6.3.2.1.	Ensaio estático de tração	171
6.3.2.2.	Ensaio dinâmico – Curvas E-N	175
6.3.3.	Interface fio-epóxi - modelamento	178
6.3.3.1.	Validação dos modelos numéricos	178
6.3.3.2.	Modelos numéricos para diferentes tipos de carregamentos	180
6.3.3.2.1.	Modelos numéricos para carregamentos estáticos	180
6.3.3.2.2.	Modelos numéricos para carregamentos dinâmicos	184
6.4.	Ensaio e modelos numéricos para dutos em escala real	189
6.4.1.	Teste de fadiga com anular alagado e com injeção de CO ₂	189
6.4.1.1.	Condições do anular	190
6.4.1.2.	Eventos indicativos de ruptura	190
6.4.1.3.	Dissecação pós-teste	191
6.4.1.4.	Análise de falha	192
6.4.2.	Modelo numérico de duto flexível completo	194
7.	DISCUSSÃO DOS RESULTADOS	197
7.1.	Redução de vida em fadiga devido às características do fio	197
7.2.	Redução de vida devido ao meio agressivo	200
7.3.	Redução de vida em fadiga devido aos conectores	202
7.4.	Redução de vida em fadiga devido à ruptura de fios armadura de tração....	212
7.5.	Fatores de vida em fadiga comparados com o teste em escala real	213
7.5.1.	Observações sobre a condição do anular	213
7.5.2.	Cálculo de dano acumulado a partir de fatores de redução de vida	215
7.5.3.	Deterioração das armaduras de tração pela condição do anular	217
8.	CONCLUSÕES	218
9.	SUGESTÕES PARA TRABALHOS FUTUROS	220

10. REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS	221
APÊNDICE A – EQUAÇÕES DE TENACIDADE À FRATURA	232
APÊNDICE B – MEDIDAS DE RUGOSIDADE	234
APÊNDICE C – POSIÇÃO DAS FRATURAS.....	235

1. INTRODUÇÃO

Dutos flexíveis são tubulações amplamente utilizadas na exploração e produção de petróleo em alto mar. Sua construção consiste de múltiplas camadas metálicas e poliméricas intercaladas e concêntricamente sobrepostas. Cada uma com funções individuais específicas e que em conjunto fornecem propriedades globais singulares à estrutura. A camada polimérica interna, denominada barreira de vedação, é uma camada contínua e realiza a função primária de contenção e isolamento do fluido de produção. As múltiplas camadas metálicas, chamadas de armaduras, são compostas de vários fios posicionados lado a lado e assentados helicoidalmente para fornecer a resistência estrutural ao conjunto. Uma camada polimérica externa contínua protege as armaduras metálicas do contato com a água do mar e do atrito com as outras estruturas. Além destas estruturas primárias, outras camadas secundárias proporcionam resistência à compressão, desgaste e à corrosão. Esta construção permite o projeto de tubulações com um raio de curvatura admissível reduzido se comparado a tubulações rígidas convencionais devido ao grau de liberdade entre as camadas. A exemplo, tubos de aço-carbono necessitam de projetos com raios mínimos de curvatura até 25 vezes superiores com relação a dutos flexíveis de mesmo diâmetro (BERGE, 2017; PSA NORWAY, 2013).

1.1. CONTEXTUALIZAÇÃO HISTÓRICA DA EXPLORAÇÃO DE PETRÓLEO

A exploração comercial do petróleo teve início em meados do século XIX quando o professor de química da universidade de Yale, Benjamin Silliman, comprovou a viabilidade da obtenção de combustível iluminante em escala industrial a partir do processamento do, até então, “óleo de pedra”. Seus estudos foram financiados por um grupo de investidores liderado por George Bissel, um advogado de Nova York, que buscava um concorrente de menor custo relacionado aos óleos provenientes da destilação de carvão vegetal, os quais dominavam o mercado de iluminantes na época. Como resultado foi obtida a metodologia de processamento de petróleo por destilação fracionada, a qual garantiu a escalabilidade da produção do querosene iluminante (WRIGHT, 1911).

O petróleo para a produção do novo iluminante era obtido inicialmente pela exploração por escavação em locais onde este aflorava naturalmente. O aumento sistemático da demanda culminou na busca por alternativas mais eficientes frente ao

método de mineração tradicionalmente usado. Com esse objetivo, a exploração de petróleo em poços terrestres por meio de perfuração foi iniciada nos Estados Unidos da América (EUA) por Edwin Drake, em 1859. Depois de seis meses de tentativas frustradas, e após perfurar por 23 metros, a sonda operada por Drake atingiu uma fenda e deslizou por alguns centímetros. Devido ao evento inesperado a perfuração foi suspensa com a imagem de que mais uma vez a operação não havia sido bem-sucedida. No dia seguinte foi observado um fluido escuro flutuando na água, sendo este proveniente da coluna de perfuração (MBO COPPE, 2017). Neste momento a produção de petróleo em terra ganha escala e torna o petróleo ainda mais atrativo comercialmente. A paisagem passa a ser tomada por torres de perfuração e unidades de produção. Tal fato revolucionou o setor de energia e deu início a corrida do petróleo que, desde então, passa em definitivo a compor a matriz energética mundial (DEBEIR, 1993). Comercializado em suas diferentes frações como gás natural, gás liquefeito de petróleo (GLP), gasolina, querosene, diesel e óleo combustível (BUENO, 2010).

Com a comprovação do potencial energético e da capacidade de exploração e produção em larga escala, emergiu a primeira grande empresa petrolífera, a *Standard Oil Company*, fundada por Davison Rockefeller em 1870. Seu principal produto, a querosene iluminante, garantiu ao seu fundador o título de homem mais rico do mundo por várias décadas. Sua companhia somente foi ameaçada nas últimas décadas do século XIX, pela produção de óleo do grupo dos Irmãos Nobel, que, com financiamento Russo e Sueco exploravam jazidas no Cáucaso (CEPA USP, 2017). A crescente do petróleo foi abruptamente interrompida no final do século, quando seus combustíveis iluminantes derivados passaram a ser sistematicamente substituídos por um novo concorrente, a lâmpada elétrica, de Thomas Edison (MBO COPPE, 2017; CEPA USP, 2017).

Frente à mudança de paradigma na forma como as cidades eram iluminadas e as fábricas supridas energeticamente, o declínio da demanda chegou a ameaçar a sustentabilidade da exploração, produção e refino do petróleo. Sua salvação veio através do sucesso de outro visionário da época, o empresário Henry Ford. Sua empresa, a FORD Motor Company, com a venda e popularização de seu produto, o automóvel “Modelo T”, trouxe consigo a necessidade de combustíveis leves, como a gasolina, para abastecer os motores a combustão interna que os davam vida (MBO COPPE, 2017; DEBEIR, 1993; CEPA USP, 2017). Com o advento do crescimento da

indústria, e da popularização dos automóveis no início do século XX, em pouco tempo a crescente demanda de energia impulsionou a exploração de petróleo e gás em fronteiras mais distantes (MBO COPPE, 2017; CEPA USP, 2017).

Com o novo rampante de demanda no início do século XX a ampliação da exploração levou outra empresa, a Royal Dutch-Shell Group, de capital Anglo-Holandês, apoiada pelo governo britânico, a expandir suas atividades. Sendo neste ponto responsável pela produção da maior parte dos campos petrolíferos conhecidos no oriente médio (CEPA USP, 2017). As descobertas de campos petrolíferos continuaram avançando também no mar, em águas mais afastadas e profundas (BENEDITO, 2007; BENEDITO, 2008). Tentativas anteriores de exploração e produção de petróleo no mar já haviam sido iniciadas em 1896 com poços rasos, de 6m de lâmina d'água, em praias na costa da Califórnia, próximo a Santa Barbara, em águas ultrarrasas (*swallow water* – até 30 m de profundidade). Tais tentativas eram realizadas de maneira extremamente rudimentar e de forma pouco científica e a exploração destes poços se deu através da transferência de conceitos usados em poços na terra para poços no mar de maneira empírica, com base em tentativa e erro (BENEDITO, 2007; BENEDITO, 2008; DIAS, 1993).

As novas descobertas eram mais distantes da costa, mas ainda em águas rasas (entre 20 e 400 m de profundidade). Estas comandaram o desenvolvimento de procedimentos e tecnologias direcionadas a exploração no mar, não sendo mais aplicáveis a rudimentar e empírica adaptação de equipamentos de exploração em terra até então tanto utilizados (BENEDITO, 2007; BENEDITO, 2008). Mesmo com todos os esforços para a exploração de campos marítimos, somente em 1947 a exploração chega a alto mar, no Golfo do México (BENEDITO, 2008).

Nesta mesma época, o Brasil começa seu programa de exploração de petróleo com a fundação da Petrobras em 1953. Com isso se instaurou o monopólio estatal do petróleo no país. A Petrobras era inicialmente voltada ao refino e exploração em terra (DIAS, 1993). Além disso, no final desta década se confirmou a existência de petróleo em alto mar, no Mar do Norte, com a maioria dos campos localizados no norte da Holanda e entre a Inglaterra e Noruega (MARIBUS, 2013). A exploração de petróleo em alto mar no Brasil teve início somente em 1968, com o campo de Guaricema na bacia do Sergipe, através de um sistema de produção com plataforma rígida, tipo

jaqueta (ALBINO, 2011). Sendo o primeiro duto flexível para produção de petróleo e gás no Brasil instalado em 1979.

A maior parte dos campos de petróleo descobertos em alto mar no Brasil na década de 1970 tinham profundidade média muito superior aos campos dos EUA e do Mar do Norte. Logo, para estes campos não existiam metodologias e equipamentos disponíveis no mercado (BENEDITO, 2007; BENEDITO, 2008). Tal situação, frente à importância da exploração destes recursos naturais estratégicos e fundamentais para o desenvolvimento econômico do país, gerou um entreposto a exploração e produção de tais bacias. Diante deste impasse tecnológico, as autoridades Brasileiras, talvez influenciadas pela consciência militar nacionalista, tomaram a decisão de produzir conhecimento proprietário para possibilitar a exploração e produção de petróleo em alto-mar na costa brasileira (BENEDITO, 2007).

Desta iniciativa, a Petrobras, em 1986, deu início ao PROCAP – Programa de Capacitação Tecnológica em Águas Profundas. Esta movimentação, aliada ao esforço da Petrobras e seus parceiros, foi o fator determinante para o caminho inovador trilhado desde então. Deste, advém inúmeros projetos bem-sucedidos e descobertas que deram a companhia o título de líder mundial em tecnologia de exploração e produção de petróleo em águas profundas e ultraprofundas no início do século XXI (CEPA USP, 2017; DIAS, 1993; ALBINO, 2011). A cada nova fronteira superada surgem novas e mais desafiadoras descobertas. As mais recentes datam do sucesso do primeiro óleo do pré-sal da Bacia de Santos em 2012, da elaboração do plano de exploração e produção do campo gigante de Libra em 2015 e da recente descoberta da fronteira do pré-sal na, já tão explorada, Bacia de Campos em 2017.

Uma vez que os desafios são comparáveis à exploração espacial, a cada nova fronteira explorada são necessários novos métodos e equipamentos para possibilitar à recuperação de petróleo em lâminas d'água cada vez mais profundas. Dentre estes, se destacam os campos de Tupi, em 2010 com 2.150m e Cascade and Chinook em 2011 com 2.740 m de profundidade. Dentre as tecnologias e estratégias de exploração e produção adotadas pela Petrobras, a aplicação de dutos flexíveis de camadas não aderentes como matriz primária de interligação de poços foi sem dúvida um dos maiores diferenciais na agilidade de implementação e flexibilidade de seus projetos (ALBINO, 2011; BERGE 2017). Tal solução foi desenvolvida na década de 1960 e

patenteada em 1972, pelo Instituto Frances do Petróleo – IFP, e vem sendo aplicada desde então em campos em alto mar pelo mundo todo (PSA NORWAY, 2013).

Em suas aplicações originais, os dutos flexíveis eram utilizados em águas rasas, calmas e sob condições amenas de pressão e temperatura. O bom desempenho destes durante anos de testes de laboratório e de experiências de campo encorajou a primeira aplicação de um duto flexível sob condições dinâmicas severas de operação, ocorrendo no Mar do Norte em 1983 no campo Balmoral. Os dutos instalados neste campo operaram em segurança e sem incidentes durante 23 anos, sendo decomissionados em 2007. Após a sua retirada de campo, os dutos foram levados a laboratórios para serem dissecados. Suas camadas foram analisadas e caracterizadas frente a testes de fadiga e corrosão (BERGE, 2017). Durante as análises foram identificados diversos mecanismos de degradação até então não reportados em campo ou laboratório. A redução do desempenho foi relacionada à condição operacional não prevista de ingresso de água na região anular do duto, que passou a ser conhecida como condição de anular alagado. Tal fato, impulsionou grandes investimentos em pesquisa e desenvolvimento relacionados à integridade de dutos flexíveis (BERGE, 2017; PSA NORWAY, 2013; BOSCHEE, 2012).

Os dutos flexíveis são projetados para uma vida útil de 30 anos. Visto que a sua aplicação em condições severas se deu pela primeira vez em 1983, a experiência de análise de equipamentos que completaram seu ciclo de vida é de apenas um pouco mais de 10 anos (BERGE, 2017; PSA NORWAY, 2013; BOSCHEE, 2012). Assim sendo, a combinação do alto grau de expansão de sua aplicação, em condições cada vez mais hostis, com a criticidade de sua operação evidenciam a necessidade de estudos mais aprofundados sobre os fatores que levam a sua falha prematura. Dessa forma propiciando a obtenção de estruturas otimizadas e que garantam maior segurança operacional.

2. MOTIVAÇÃO

A falha catastrófica de um duto flexível em operação está aliada a prejuízos financeiros e ambientais de grandes dimensões. Tal equipamento é o único elo entre o poço e unidade de produção, portanto, toda produção é escoada através deste (BERGE, 2017). O histórico de falhas de campo de dutos flexíveis aponta para uma maior criticidade de defeitos decorrentes do ingresso de água do mar na região anular onde se situam as armaduras metálicas. Tal ingresso de água propicia um ambiente corrosivo peculiar que, quando combinado ao alto fator de utilização (F_u) das armaduras metálicas, pode levar a falhas prematuras associadas à corrosão, como corrosão generalizada, corrosão localizada, corrosão sob tensão (CST) e/ou corrosão fadiga (C-F) (BERGE, 2017; PSA NORWAY, 2013; BOSCHEE, 2012; ALBINO 2011).

A corrosão localizada das armaduras metálicas de dutos flexíveis operando na condição de anular alagado vem sendo objeto de estudo nos últimos 10 a 15 anos. Como resultados destes estudos, a condição de projeto baseado na teoria de anular seco já não é mais aceita para a avaliação da vida-em-serviço destes equipamentos (NUGTEREN, 2015). Falhas graves envolvendo a operação de dutos flexíveis são atribuídas majoritariamente à corrosão das armaduras de tração e de pressão. Em todos os casos uma observação relevante é que todas estas falhas têm relação com alguma forma de dano na capa externa ocorrido em algum momento da sua instalação ou operação (NUGTEREN, 2015; GARDNER, 2017; SKAJAEVELAND 2017).

O ingresso de água do mar no espaço anular, onde se encontram as armaduras metálicas, por si só, pode levar à mecanismos de corrosão das mesmas. Em alguns casos, onde os danos na capa externa ocorrem em regiões de menores lâminas d'água a presença de oxigênio (O_2) livre ou dissolvido em água, pode intensificar a corrosão. Registros de algumas falhas catastróficas de campo são associados à corrosão pelo oxigênio combinado ou presente no ambiente salino (MUREN, 2007).

Tal condição, de anular alagado, pode ser severamente agravada devido à permeação de contaminantes do fluido de produção através das barreiras poliméricas de isolamento (MUREN, 2007). Na grande parte das aplicações conhecidas os três principais contaminantes encontrados são o metano (CH_4), o sulfeto de hidrogênio (H_2S) e o dióxido de carbono (CO_2). Dentre os três, apenas os dois últimos são

considerados corrosivos quando associados à água do mar (DÉSAMAIS, 2003; SIMONSEN, 2014). O H_2S é conhecido pelos seus mecanismos típicos de trincamento, denominado trincamento induzido por hidrogênio (HIC), e de corrosão sob tensão por sulfetos (SSC) (COELHO, 2013; KVAREKVÅL, 2015). No caso do CO_2 , este é conhecido por reduzir o pH do meio e assim aumentar a taxa de corrosão generalizada com consequente formação de um filme protetor que, se desestabilizado devido à presença de espécies agressivas em solução aquosa, tensões aplicadas, dentre outros fatores, pode propiciar aceleração na formação de corrosão localizada na forma de pites (ALMEIDA, 2017). Recentemente, a presença de CO_2 , em certas envoltórias de pressão, estado de tensões, temperatura e pressão tem sido associada a mecanismos de corrosão sob tensão (CST) (SIQUEIRA, 2017).

A integridade estrutural dos dutos flexíveis está diretamente relacionada com condição operacional de anular alagado. Inúmeros fatores influenciam na severidade da degradação das camadas metálicas. A determinação da influência destes fatores na redução de vida em fadiga de dutos flexíveis operando com anular alagado é imprescindível para a garantia da confiabilidade e da segurança operacional. Estes estando mapeados e quantificados, permitirão a redução dos incidentes e das falhas catastróficas de dutos em campo.

Pelo fato do assunto abordado nesta tese ser recente e pouco abordado pela literatura, as conclusões e sugestões apresentadas nesta tese de doutorado podem fomentar discussões e contribuir para o aumento do conhecimento nesta área e inspirar outros autores a estudarem mais o tema. Tal continuidade nesta área de estudo é fundamental para evoluir a forma com a qual dutos flexíveis são projetados, fabricados e operados, permitindo que no futuro estes tenham maior confiabilidade operacional e possam ser concebidos com fatores de segurança menos restritivos.

3. OBJETIVOS

O presente estudo objetiva estabelecer uma correlação entre as características intrínsecas de fabricação e operação e a redução de vida de dutos flexíveis operando com anular alagado na presença de CO₂. Tais fatores podem ser associados às características construtivas do duto, ao processo de montagem das terminações, a defeitos superficiais gerados nas etapas da fabricação e ainda devido à corrosão localizada das armaduras de tração. Tais descontinuidades diferem em forma e tamanho alterando o campo de tensões e gerando intensificação local, assim afetando diretamente o fator de utilização (F_u) das armaduras. A abordagem numérica-experimental foi adotada a fim de correlacionar e quantificar a redução de vida em fadiga projetada com a geometria destas descontinuidades.

Além do objetivo principal de determinar de forma global a influência das condições de fabricação, montagem e operação na redução de desempenho operacional de dutos flexíveis operando na condição de anular alagado, ainda são objetivos específicos deste trabalho:

- Caracterizar as propriedades mecânicas e de tenacidade das armaduras de tração para verificar a aplicabilidade de conceitos de mecânica da fratura para avaliação de integridade;
- Determinar um fator de redução de vida em fadiga devido as diferentes condições de montagem de terminações de dutos flexíveis;
- Determinar um fator de redução de vida em fadiga devido a temperatura operacional das terminações;
- Estabelecer um fator de redução de vida em fadiga devido a condição de anular alagado com água do mar na presença de CO₂;
- Estudar a redistribuição de tensões nas armaduras de tração após a ruptura de um ou mais fios;
- Estabelecer fatores de redução de vida em fadiga devido a ruptura de fios adjacentes da armadura de tração;
- Estabelecer uma metodologia de análise de redução de vida em fadiga correlacionando modelos numéricos e testes experimentais de laboratório;
- Propor uma metodologia de análise de vida em fadiga para dutos operando com anular alagado na presença de CO₂.

4. REVISÃO DA LITERATURA

Para a garantia da didática e visando uma melhor fluidez da revisão bibliográfica, esta foi dividida em três partes. A primeira discute sobre conceitos, características e propriedades dos dutos flexíveis de camadas não aderentes, a fim de nivelar o conhecimento sobre o objeto de estudo e suas especificidades. Na segunda, são apresentadas as normas internacionais e regulamentações que delimitam as características e condições de projeto, instalação e operação destes dutos. Por fim, são apresentados os mais relevantes artigos científicos, dissertações e teses que dão sustentação à estrutura da tese e servem, em seções posteriores, como ponto de comparação, dando base às discussões.

4.1. Conceitos, características e propriedades dos dutos flexíveis

Dutos flexíveis de camadas não aderentes são tubulações utilizadas para transporte de água, óleo, gás e seus derivados. Estes têm como função primária a interligação dos poços produtores e injetores às unidades flutuantes de produção na exploração de campos em alto mar. Tal construção, baseada em uma estrutura tubular composta por múltiplas camadas concêntricas, não aderidas e sobrepostas, apresentada na Figura 1, foi desenvolvida no final da década de 1960 como alternativa às tubulações rígidas de aço ao carbono e como uma evolução aos dutos flexíveis de camadas aderentes. Sua aplicação tem sido amplamente difundida desde então. Isto se dá, majoritariamente, pelo fato de possibilitarem redução significativa no tempo de projeto e de instalação (BERGE, 2017; PSA NORWAY, 2013; ALBINO, 2011).

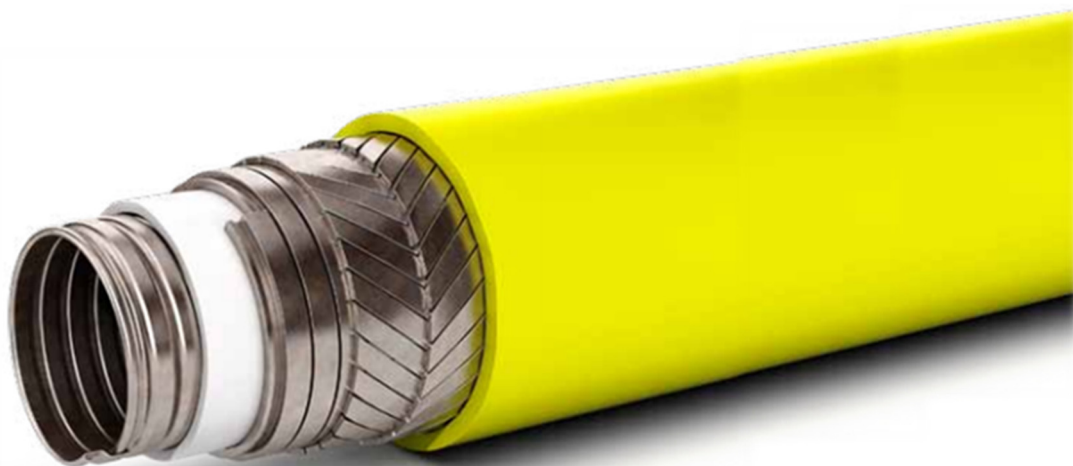


Figura 1 – Duto flexível de camadas não aderentes (Fonte: NOV Flexibles, 2017).

Sua utilização permite que os campos sejam explorados em tempos reduzidos quando comparados com dutos rígidos de aço com diâmetro equivalente. A fabricação destes é realizada em plantas em terra. Uma vez finalizado o processo produtivo, são enrolados em carreteis que respeitam o seu raio mínimo de curvatura (MBR). Neste sentido podem ser armazenados por longos períodos, sendo posteriormente instalados todos de uma vez. Além disso, ocupam espaço reduzido e seu processo de instalação, chamado de lançamento, é relativamente rápido.

Apesar de serem mais caros que tubos rígidos, a aplicação de dutos flexíveis tem se apresentado vantajosa para uma grande parte dos projetos de sistemas submarinos em águas profundas e ultraprofundas. No caso da exploração de petróleo e gás no Brasil, os dutos flexíveis se consolidaram nas três últimas décadas como a principal solução para interligação a de poços em alto mar. Os dutos flexíveis têm diversas funções, dentre elas: Produção, utilizados para o transporte de petróleo e gás; Injeção – utilizados para injetar água no poço de petróleo; Exportação – utilizados para o transporte de produtos semiacabados; Serviço – utilizados para levar produtos químicos até a cabeça do poço.

A importância deste tipo de equipamento na matriz de exploração e produção da *commodity* no país fica evidente quando se considera que no Brasil a exploração de petróleo e gás no mar representa 90% de tudo que é produzido (ANP, 2017).

4.1.1. Histórico

Comparado aos tubos rígidos, os dutos flexíveis, de camadas aderentes ou não aderentes, têm diferenças físicas e de produção significativas, devido a sua característica construtiva de estrutura multicamada. A estruturação em camadas confere aos dutos flexíveis uma combinação única de baixa rigidez flexural, o que garante a sua capacidade de compensar deslocamentos, bem como, uma elevada rigidez axial, o que viabiliza a sua instalação em longos trechos e permite sustentar o seu peso próprio. Tais características, aliadas a estanqueidade ao fluido transportado e resistência impar a pressões internas e externas, garantiram o sucesso em aplicações onde se faz necessária uma grande capacidade de compensação de deslocamentos (FERGESTAD, 2014).

O responsável pelo desenvolvimento do duto flexível de camadas não aderentes foi o Instituto Frances do Petróleo (IFP), no final da década de 1960, o qual ironicamente não foi bem-sucedido para o uso ao qual foi pensado. Seu objetivo inicial era a utilização em sistemas de perfuração como interligadores (*jumpers*) e como tubo de perfuração em sistemas de turbinas (NIELSEN, 1993). Do insucesso, nasceu a Coflexip, atualmente denominada TechnipFMC, que transportou o conceito para a indústria de exploração e produção. Sua aplicação em campo teve início em 1972, no Congo, em um projeto da companhia ELP Aquitaine, com a instalação de um duto flexível para transporte de hidrocarbonetos no sistema piloto do campo Esmeralda (*Emeraude*). Diferentemente da aplicação inicial, neste caso a instalação foi bem-sucedida e garantiu contratos para a instalação de mais três dutos no mesmo campo. Apenas 12 meses após a primeira aplicação em campo, foram instalados os primeiros dutos flexíveis para aplicação dinâmica (*risers* flexíveis) no campo de Peleng na Indonésia para a petrolífera Cities Service, atual CITGO (PERRIER, 2001; NEILSEN, 1993).

No Brasil, a Petrobras adotou o uso de dutos flexíveis para a produção e exportação pela primeira vez em 1979, com a entrada em operação do sistema antecipado de produção do campo de Enchova Leste Fase I (MACHADO FILHO, 1982). Neste projeto, foram utilizados *risers* e *flowlines* flexíveis de 4" e 8". No mesmo ano entraram em operação os sistemas antecipados de Garoupa e Namorado com *flowlines* flexíveis de 2½", 4" e 10", sendo que estes continuam sendo utilizados até hoje nos campos de águas profundas e ultraprofundas, se destacando Roncador, Marlin, Lula e Tupi (LEMOS, 2004).

Os chamados sistemas de Produção Antecipada (SPAs) fizeram parte de uma estratégia audaciosa da Petrobras nas décadas de 1970 e 1980, que objetivava iniciar com a maior brevidade possível a produção dos campos recém-descobertos na Bacia de Campos. Consistiam em unidades flutuantes de produção, oriundas da conversão de sondas de perfuração e de linhas flexíveis para escoamento de fluidos entre o poço e a superfície.

O sucesso obtido com essa estratégia, aliado ao fato de que os demais campos posteriormente descobertos se localizarem em lâminas d'água ainda mais profundas, inviabilizou a aplicação de plataformas fixas com completação seca. Derivado destas

ações, esforços foram direcionados para a extensão do conceito da completação molhada e, culminou, com a primeira árvore de natal molhada, desenvolvida pelo Centro de Pesquisas Leopoldo Américo Miguez de Mello (CENPES), sendo instalada pela Petrobras em 189m de lamina d'água, já batendo o recorde de profundidade para a época.

A opção de utilização desta estratégia de desenvolvimento e de arranjo submarino deu origem a uma estrutura completa de apoio única no mundo, a qual compreende, do ponto de vista humano, pesquisadores, engenheiros e técnicos especializados em linhas flexíveis. Do ponto de vista de infraestrutura, esta dispõe de fabricas de dutos, laboratórios de pesquisa e qualificação, barcos de apoio, navios lançadores e unidades de produção.

4.1.1. Configurações geométricas

A configuração geométrica de instalação de um duto flexível, e com a qual irá operar, está diretamente ligada aos carregamentos que a ele serão impostos devido ao peso próprio, ao tipo e aos movimentos da Unidade Flutuante de Produção. Segundo a API RP 17B (2014), são cinco as configurações geométricas possíveis para um duto flexível instalado em uma Unidade Flutuante de Produção, tendo ela capacidade de armazenamento (FPSO) ou não (FPO).

A opção primária de instalação é sempre a catenária livre, por ser a configuração de menor custo, de mais fácil instalação e menor manutenção, sendo, portanto, utilizada sempre que tecnicamente possível (KAREGAR, 2013). Tal configuração é a única que dispensa a utilização de boias e tem o menor comprimento de duto. Contudo gera carregamentos extremamente elevados na seção de topo, o que inviabiliza sua aplicação em lâminas d'água muito profundas. Ainda, em aplicações onde os movimentos laterais (passeio da unidade flutuante de produção) são grandes ou a amplitude da movimentação vertical é elevada, esta configuração traz consigo maiores carregamentos de flexão no enrijecedor de topo do *riser* de topo e maiores flexões no *riser* de fundo na região de contato com o leito marinho. Este fato se deve a linha flexível ser posicionada em uma configuração quase vertical, reduzindo sua capacidade de absorver deslocamentos.

A Figura 2 apresenta as principais configurações de instalação/operaco de linhas flexíveis, sendo que, com exceo da instalao em catenária livre, as demais visam minimizar o efeito dos movimentos da plataforma na regio onde o duto flexível apoia no leito marinho e/ou diminuir a trao de topo devido ao peso próprio do duto.

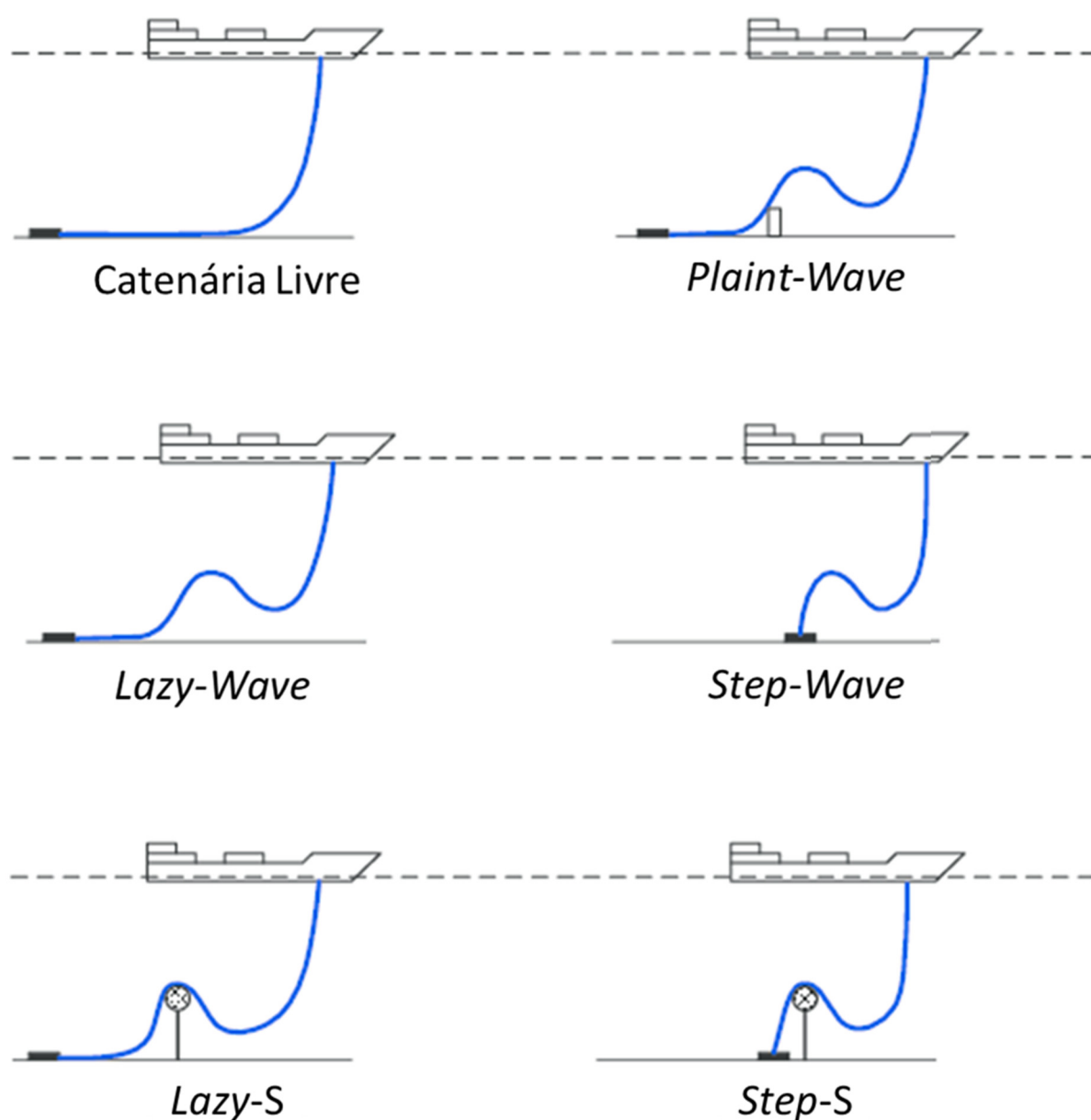


Figura 2 – Configuraes geométricas possíveis para um duto flexível de interligao de uma Unidade Flutuante de Produo (Fonte: adaptado de API RP 17B, 2014; JAHANSHAH, 2013).

4.1.1. Acessórios de dutos flexíveis

4.1.1.1. Conectores (*end-fittings*)

A terminação dos dutos flexíveis (conector), apresentado esquematicamente na Figura 3, é um dos pontos mais importantes em sua fabricação e, com certeza, este é o acessório de maior responsabilidade. O conector tem duas funções principais, isto é, promover a ancoragem das armaduras metálicas, possibilitando a transferência de cargas axiais e radiais para a sua estrutura, e selar as diferentes regiões do duto, através da vedação das barreiras poliméricas (BUENO, 2010).

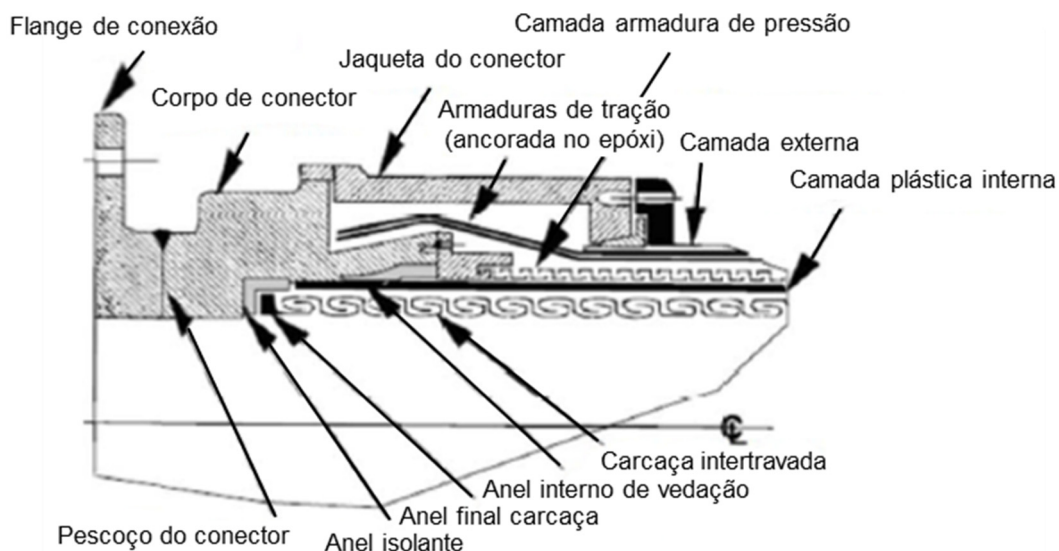


Figura 3 – Seção em corte de um conector recomendado pela API RP 17B (Fonte: adaptado de API 17B, 2014).

Segundo a API RP 17B (2014) um conector de linha flexível deve possuir duas características principais. A primeira está ligada à sua construção que deve ser capaz de resistir as cargas axiais, flexurais e torcionais impostas ao duto, garantindo a integridade do fluido transportado. A segunda advoga que o conector deve ser capaz de transmitir com segurança os carregamentos e realizar a transição de pressão entre o duto e o flange de montagem adjacente.

Os flanges dos conectores podem ser tradicionais, projetados respeitando normas internacionais como API 6A, API RP 17D ou API 17SS, ou compactos, como

Techloc, *Grayloc*, *Wireloc* ou equivalentes. Os flanges compactos possuem um custo mais elevado e são menos utilizados, porém se apresentam como uma alternativa atrativa em aplicações com limitações de espaço, por exemplo, em pequenos *I-tubes*. O flange de conexão de topo interliga o conector ao duto rígido (*spool*) da unidade de produção, que pode ser, por exemplo, um FPSO (*Floating Production Storage and Offloading*), FSO (*Floating Storage and Offloading*) ou SS (*Semi-submersible*). Em geral, este é o conector que suportará os maiores carregamentos, sendo que, portanto, terá uma vida em fadiga menor (BERNIRSCHKE, 2014). O conector intermediário interliga dois tramos de linha flexível adjacentes, enquanto que o flange no conector de fundo interliga a linha ao equipamento submarino (em geral, *manifold* e árvore de natal molhada) através de um equipamento denominado Modulo de Conexão, o qual pode ser vertical (MCV) ou horizontal (MCH).

O corpo do conector, em geral, é usinado a partir de um bloco (*blank*) forjado de aço AISI UNS4130. Externamente, é revestido por uma fina camada de níquel químico, enquanto internamente é revestido por um revestimento (*cladding* metalúrgico) de 3 mm de Inconel® 625, com o objetivo de proporcionar proteção quanto à corrosão. Os conectores para as linhas flexíveis de injeção de água possuem esse revestimento na região de vedação, enquanto todos os outros conectores, produção, serviço ou exportação de gás, possuem esse revestimento em toda parte interna. A capa externa do conector, também conhecida como jaqueta, em geral, é usinada a partir de um bloco de aço (*blank*) forjado, de mesmo material do corpo do conector, AISI UNS 4130, sendo revestido externamente por níquel químico para proteção contra a corrosão (BUENO, 2010; BERNIRSCHKE, 2014).

Tratando da ancoragem das armaduras metálicas, todos os três maiores fabricantes de dutos flexíveis, TechnipFMC, BHGE-Wellstream e NOV-NKT, realizam o preenchimento da cavidade interna de seus conectores com resinas epóxi. A Figura 4 resume a geometria patenteada pelos três fabricantes anteriormente citados. A resina é empregada com a função de transferência de carga das armaduras de tração para a estrutura metálica do conector. A configuração da extremidade de ancoragem pode ser considerada a principal diferença geométrica entre os três projetos. A TechnipFMC utiliza como geometria da extremidade de ancoragem um gancho (*hook*), a BHGE-Wellstream uma ondulação (*wave*), repetida três vezes e a NOV-NKT utiliza uma torção (*twist*), repetida duas vezes.

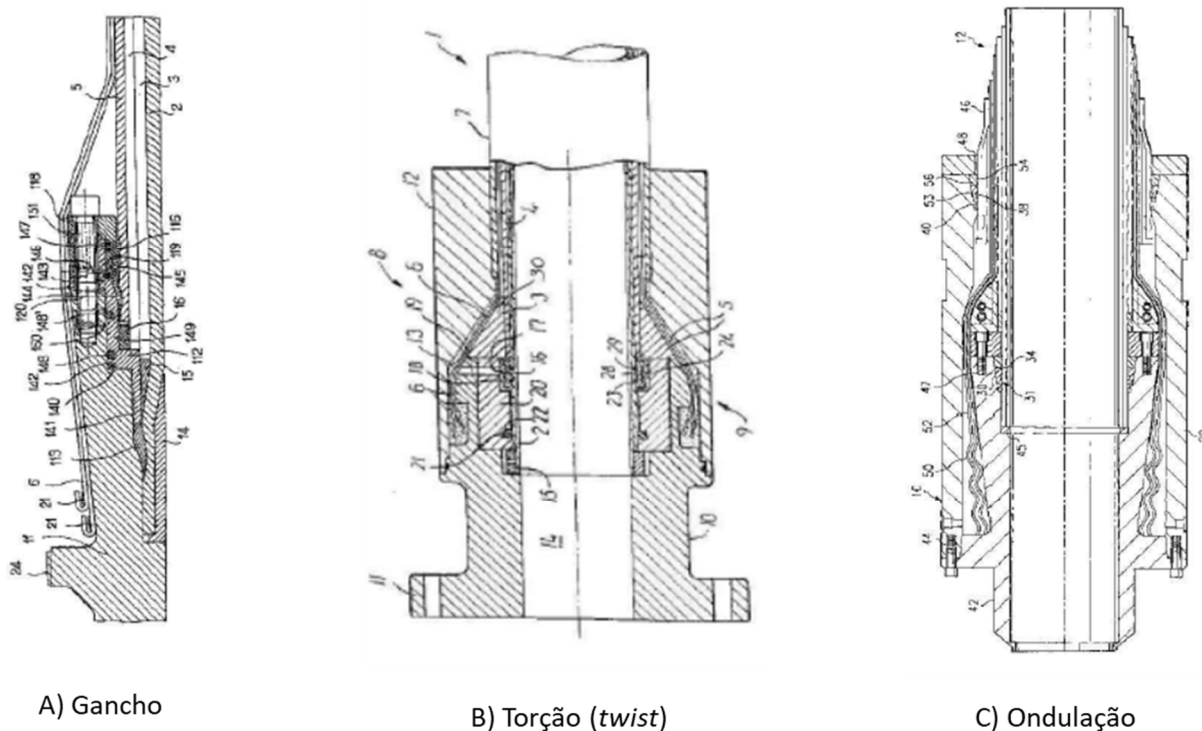


Figura 4 – Geometrias patenteadas de ancoragem dos três maiores fabricantes de dutos flexíveis, sendo respectivamente: a) TechnipFMC US6.923.477/2005, b) BHGE-Wellstream US6.592.153 B1/2003 e c) NOV-NKT US6.273.142/2001 (Fonte: adaptado patentes supracitadas).

Os três modelos de conectores tradicionais acima apresentados, têm em seu processo de montagem uma etapa de conformação das armaduras de tração. Este processo se deve à necessidade de se ter espaço sob as armaduras de tração para que seja possível a ancoragem da armadura de pressão e a selagem e ativação da vedação da barreira interna. Durante este processo, as armaduras de tração interna e externa são conformadas e retornadas sobre um gabarito, como apresentado na Figura 5. Tal processo gera deformações plásticas no material e eleva localmente a tensão residual, bem como introduz uma descontinuidade geométrica que culmina com uma concentração local de tensões (BORGES, 2015). O autor, em outra publicação estudou o comportamento, distribuição de tensões e redução de vida em fadiga para diferentes condições de dobramento e raios de gabarito de curvatura. Em seu estudo, comprovou que em casos extremos a redução de vida em fadiga pode chegar a 85% (BORGES, 2015).

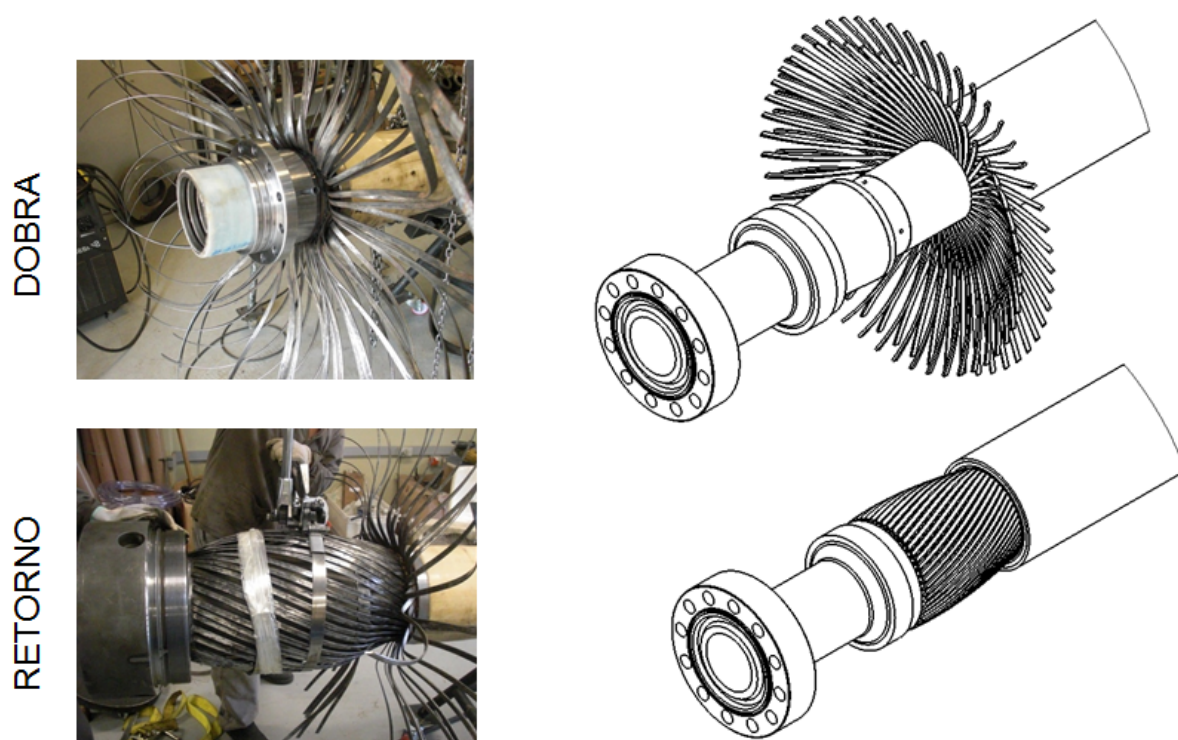


Figura 5 – Processo de conformação das armaduras de tração durante a montagem de um conector (Fonte: adaptado de BORGES, 2015; CAMPELLO 2014).

Em decorrência de falhas recentes de conectores em campo, mais precisamente na interface com o restante da linha, diversas iniciativas e estudos foram realizados na busca por um melhor desempenho em fadiga para conectores. Dentre os estudos recentes, também têm sido propostos novos conceitos de conectores. Nesta linha, XAVIER (2009) propõe uma nova geometria de ancoragem baseada em modelos aplicados com sucesso na construção civil, mais precisamente para a ancoragem de vergalhões em concreto protendido. BUENO (2009) disserta em sua tese de doutorado sobre dois conceitos diferentes de conectores, um dispensando a resina epóxi, ou seja, ancoragem mecânica de contato direto, e outro baseado em uma combinação de tração e torção das armaduras. Mais recentemente, em sua tese de doutorado, CAMPELLO (2014) apresenta o conceito de conector sem dobramento (*Foldless End-fitting*), que dispensa as etapas de conformação previamente apresentadas, o que reduz a deformação plástica no fio da armadura e, conseqüentemente, aumenta o desempenho em fadiga. Tal conceito já se encontra em processo de qualificação e deve chegar a campo em pouco tempo.

4.1.1.2. Anodos de sacrifício

Anodos de sacrifício são acessórios instalados sobre, ou ao lado dos conectores, sendo a estes conectados eletricamente, a fim de protegerem a tubulação contra a corrosão de forma catódica passiva. Para garantir a proteção do corpo tubular, e não somente do conector, durante a montagem deste, faz-se uma ligação elétrica por meio da soldagem de um fio da armadura de tração diretamente no corpo do conector ou através do contato metal-metal forçado (FERGESTAD, 2014).

Apesar da instalação de anodos de sacrifício nos conectores e nos equipamentos adjacentes, observa-se, em campo, inúmeros casos de corrosão em armaduras de tração e pressão de dutos com dano na capa externa. Devido a estas ocorrências, a metodologia de cálculo e efetividade destes equipamentos na proteção das armaduras metálicas de dutos flexíveis tem sido questionada nos casos onde há evidências que o duto opera na condição de anular alagado (MUREN, 2007).

4.1.1.3. Enrijecedores (*bend stiffners*)

Todas as extremidades operacionais de um duto flexível são acompanhadas de um conector, onde todas as armaduras e camadas são ancoradas e seladas. Na interface entre o conector e o corpo tubular, existe uma transição de rigidez da ordem de 1:100. Segundo BERGE (2017), esta transição de rigidez em condições de carregamento de flexão pode levar a uma intensificação local de tensões bastante acentuada. Para a redução da concentração de tensão, são usados próximos aos conectores, em locais convenientes, acoplados ou desacoplados, enrijecedores (ver Figura 6). Estes acessórios são responsáveis por promover uma transição suave de rigidez, evitando o efeito de concentração de tensões e limitando a curvatura do duto (BERGE, 2017).

O material geralmente empregado na fabricação destes acessórios é o Poliuretano, o qual pode ser curado de diferentes formas com o intuito de se variar o módulo de elasticidade de acordo com a necessidade do projeto. A interligação e transferência de carga são dadas por insertos metálicos, os quais são conectados a um flange de aço ao carbono. Seu tamanho e geometria variam, podendo atingir mais de 5 m de comprimento, 1,5 m de diâmetro e pesar mais de 1,5 toneladas. Quanto ao

seu desempenho, devem ser calculados para ter a mesma vida em fadiga que o duto, uma vez que não podem ser substituídos (BERGE, 2017).

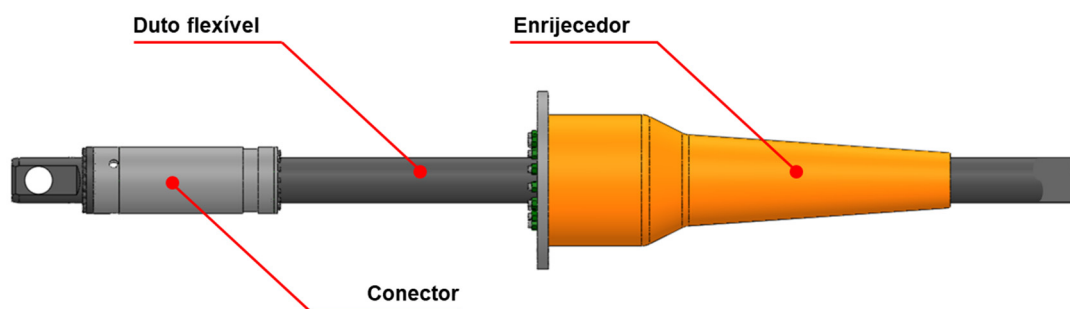


Figura 6 – Enrijecedor desacoplado, sólido, de poliuretano (Fonte: o Autor).

Construções alternativas de enrijecedores vêm sendo estudadas e testadas ao longo da última década, porém, sem muita aplicação em campo. Em algumas aplicações com *I-tube*, onde existem bocas de sino (*bellmouth*), os enrijecedores são dispensáveis (XAVIER, 2009).

4.1.1.4. Colares de parada (*stop collars*)

Em aplicações onde o enrijecedor é instalado na configuração desacoplado, são instalados colares de parada. Tais componentes são simplesmente colares metálicos bipartidos ou tripartidos que tem como função evitar grandes deslocamentos do enrijecedor caso este falhe em serviço. Este foi adotado após incidentes onde, na falha do enrijecedor de topo, este caiu em queda livre, seguindo a linha flexível, até este colidir com o conector de fundo. Devido à alta energia cinética envolvida, os danos incorreram na necessidade de substituição das linhas.

4.1.1.5. Restritores de curvatura (*bend restrictors*)

Os restritores de curvatura são exoesqueletos metálicos que lembram vertebras e tem como função evitar curvaturas acima do MBR durante a instalação e operação. Normalmente são aplicados nas extremidades, juntos aos MCVs e MCHs, ou em regiões de corcova. São instalados em apenas uma parte do duto flexível, em trechos curtos devido ao alto peso e dificuldade de manuseio.

4.1.1.6. Boias e flutuadores

Boias e flutuadores são acessórios comumente utilizados para reduzir a carga de topo nas linhas flexíveis. São compostos geralmente por três componentes, o grampo (fixado diretamente no duto), o elemento flutuante (normalmente bipartido ou tripartido, encaixado no grampo por reentrâncias internas) e as cintas (circunferenciais ao elemento flutuante e fixadas por parafusos). Dentre as configurações geométricas de um duto flexível, apenas a catenária livre não adota o uso de boias ou flutuadores. As configurações com boias são as configurações em “S”, como *lazy* “S” e *steep* “S” (no topo (*hog*) e sem boias no cavado (*sag*) da corcova) e com flutuadores distribuídos são as configurações em *wave*, como *lazy wave* e *steep wave* (LEMOS, 2004).

4.1.1.7. Âncoras

Em alguns casos, onde são previstos passeios muito grandes da unidade flutuante de produção, podem ser aplicadas âncoras aos conectores e até mesmo ao corpo tubular, normalmente instaladas na zona de contato com o leito marinho (TDP ou TDZ).

4.1.2. Tipos de dutos flexíveis

Os dutos flexíveis, também denominados como linhas flexíveis, são um conjunto de tramos unidos entre si por terminações especiais flangeadas, que interligam dois pontos de interesse para o transporte de um fluido. A tal união é conferida o nome de interligação (NEGREIROS, 2016).

Os tramos que compõem um duto flexível são estruturas pré-fabricadas com diâmetro, comprimento e seção transversal, especificamente projetadas para cada campo e para cada posição. São compostos por um corpo tubular (duto flexível) e dois conectores (*end-fittings*), sendo um em cada extremidade. Adicionalmente podem ser configurados com uma série de acessórios, dentre os quais, devem ser destacados os enrijecedores (*bend-stiffners*), os restritores de curvatura (*bend-restrictors*), os anodos de sacrifício, as âncoras e as boias de sustentação.

O fato de serem utilizadas mais de uma configuração *riser* se justifica pela otimização da estrutura da linha a condições específicas de posicionamento/serviço, visando um melhor aproveitamento de acordo com as solicitações mecânicas predominantes e exclusivas de cada posição. Da mesma forma, os *flowlines* mesmo

apresentando características construtivas únicas, também são divididos em tramos de aproximadamente 1.000 m. Adicionalmente, o uso de tramos na composição da linha flexível facilita o manuseio e transporte pelo navio instalador (PLSV - *Pipe Laying Support Vessel*), uma vez que quando transportado em comprimentos reduzidos podem ser armazenados em carretéis tradicionalmente utilizados pela grande maioria dos barcos de instalação.

Quanto a sua localização no duto flexível, os tramos que o compõe podem ser classificados em (BUENO, 2010; LEMOS 2005; API RP 17B, 2014):

- *Riser* de topo: tramo dinâmico que tem uma de suas extremidades diretamente conectada à unidade de produção. Normalmente é um tramo curto com 60 a 500 m, com um ou dois enrijecedores, e está sujeito a esforços extremos de tração e flexão. Quanto à corrosão, a maior preocupação é a região próxima à superfície conhecida como zona de respingo (*splash zone*). Nesta região, o ambiente salino altamente aerado proporciona elevadas taxas de corrosão generalizada e também localizada quando existe alguma ruptura de capa externa;
- *Riser* intermediário: É o tramo que vem na sequência ao *riser* de topo e o interliga com o *riser* de fundo. Em geral, é um tramo longo com 1.000 a 1.200 m de comprimento. Está sujeito a carregamentos dinâmicos como resultado de movimentos da unidade de produção, bem como, devido à interação com as correntes marinhas (VIV – Vibração Induzida por Vórtice). Dependendo da configuração de instalação pode ser montado com dois enrijecedores e com sistemas de boias de sustentação. Quanto à corrosão, apresenta sensibilidade alta a defeitos localizados, uma vez que combina carregamentos dinâmicos elevados e pressões internas e externas consideravelmente altas;
- *Riser* de fundo: É um tramo dinâmico que interliga o tramo intermediário com o primeiro *flowline*. Se caracteriza por ser o ponto de contato com o leito marinho, região conhecida como ponto de contato (TDP - *touchdown point* ou TDZ - *touchdown zone*). São tramos longos, em geral com 1.000 a 1.200 m. Está sujeito a carregamentos de flexão e de compressão, sua construção reforçada com camadas extras de fitas de

alta resistência visa evitar a ocorrência de defeitos por flambagem lateral (*lateral buckling*) ou por flambagem radial (gaiola de passarinho ou *birdgaging*). Devido ao atrito com o leito marinho tem recorrência de danos à capa externa e, conseqüentemente, problemas de corrosão que não envolvem carregamento externo trativo, uma vez que a região é majoritariamente carregada em compressão;

- *Flowlines*: São tramos estáticos, com movimentações pequenas ou nulas. Do ponto de vista de tração e compressão, tem suas maiores amplitudes registradas na instalação e recolhimento. Como são tramos de fundo que repousam sobre o leito marinho, sofrem carregamentos extremos devidos à pressão, tanto interna como externa. Em geral, são tramos com 500 a 1.200 m de comprimento. Do ponto de vista da corrosão existem registros de corrosão localizada severa devido as altas pressões atuantes que favorecem a formação localizada de ambientes extremamente hostis.

Quando à classificação, outros autores ainda dividem os dutos quanto à característica corrosiva do fluido transportado em serviço doce (*sweet service*) e serviço ácido (*sour service*). A classificação está relacionada à presença ou não de gases ácidos, livres ou dissolvidos, como o Ácido Sulfídrico (H_2S), no fluido transportado (ERIKSEN, 2014; NACE TM 01-77, 1996). Tais equipamentos ainda são classificados, pela norma API 17J (2014), quanto a sua função em:

- Dutos de Produção – Responsáveis pelo escoamento de petróleo, gás, condensados, impurezas e água do poço à unidade de produção;
- Dutos de Injeção – Aplicados na injeção/reinjeção de água, gás e produtos químicos da unidade de produção para o poço;
- Dutos de Exportação – Escoam a produção da unidade de produção para outra unidade de produção e armazenamento, terminal, barco ou até mesmo para terra.
- Dutos de Serviço – Interligam a unidade de produção ao poço com a função de levar fluidos de controle tanto químicos quanto hidráulicos.

A API RP 17B (2002) define três famílias de dutos flexíveis de camadas não aderentes, as quais são definidas em função de sua aplicação. A classificação é

dividida em: Família I – dutos flexíveis de parede interna lisa (*smooth bore*); Família II – dutos de parede interna rugosa (*rough bore*) e Família III – dutos de parede rugosa e internamente reforçados (*reinforced rough bore*). A Figura 7 apresenta de forma esquemática as construções de núcleo liso referente à Família I, e de núcleo rugoso referente às Famílias II e III.

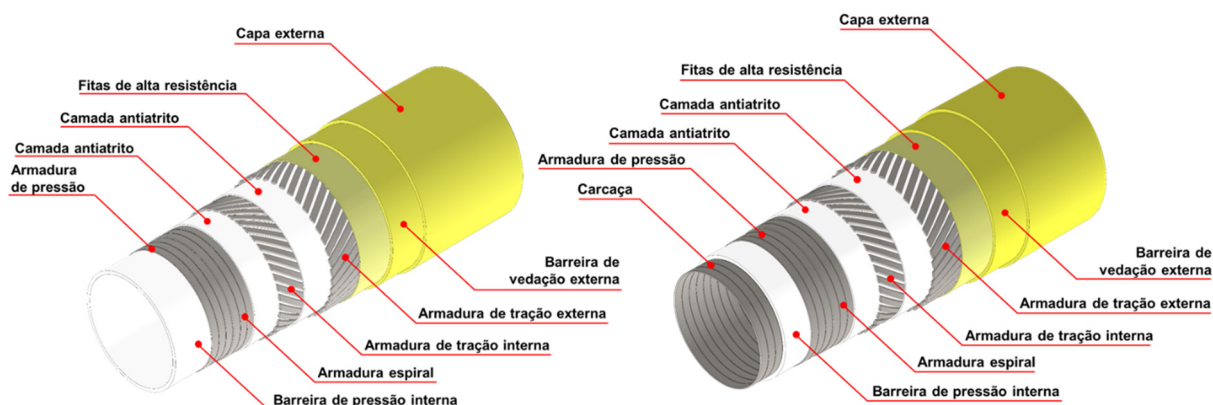


Figura 7 – Dutos de camadas não aderentes de parede lisa – Família I (*smooth bore*) e rugosa – Famílias II e III (*rough bore*), respectivamente (Fonte: adaptado de FRASER, 1989).

Para aplicações que não contemplam o transporte de fluidos agressivos e com baixas pressões externas, normalmente são utilizados dutos da Família I. Esta é composta por dutos em que a camada mais interna é polimérica, a qual é a responsável pelo contato com o fluido transportado e pela vedação interna do duto. São utilizados, majoritariamente, em aplicações onde não são encontrados gases ou particulados, como por exemplo, injeção de água. Isto se dá, principalmente, por dois fatores, desgaste por abração e colapso por despressurização. No primeiro caso, o atrito de particulado ou o contato direto com a camada polimérica de meios agressivos promove o desgaste ou degradação do polímero, levando à falha da camada de isolamento. No segundo caso, existindo gás no fluido transportado, parte deste irá permear através da camada polimérica e ficaria aprisionado na região anular do duto, entre as camadas de vedação interna e externa. No caso de uma despressurização rápida no interior do duto, este gás aprisionado iria perder o equilíbrio de pressão e tenderia a aumentar de volume, incorrendo no colapso da camada interna e consequente obstrução do fluxo.

Já os dutos da Família II são empregados em projetos em que a barreira de vedação polimérica deve ser protegida do contato direto com o escoamento e em casos onde a pressão externa pode levar ao colapso da estrutura. São empregados também em aplicações onde o fluido transportado é composto por gases livres ou dissolvidos, como no caso de óleo produzido. É a família mais utilizada dentre as três.

Os dutos da Família III são os mais indicados para aplicações com pressões internas e externas elevadas, a exemplo, dutos injetores e de exportação de gás. Tais dutos recebem normalmente uma camada adicional espiral aplicada sobre a armadura de pressão, a fim de reforçar a resistência ao colapso e à explosão. A Tabela 1 apresenta a descrição das funções de cada camada e a nomenclatura que recebe em cada uma das famílias.

Tabela 1 – Famílias de dutos flexíveis segundo à API RP 17B (2014) Fonte: Norma API 17B, 2014).

Camada	Função da Camada	Família I	Família II	Família III
		Duto de parede lisa	Duto de parede rugosa	Duto reforçado de parede rugosa
1	Previne o colapso	-	Carcaça	Carcaça
2	Integridade do fluido interno	Barreira de vedação interna	Barreira de vedação interna	Barreira de vedação interna
3	Resistência ao esforço de pressão	Armadura de pressão	-	Armadura de pressão
4	Integridade quanto ao fluido externo	Barreira intermediária	-	-
5	Resistência ao esforço de tração	Armadura de tração	Armadura de tração	Armadura de tração
6	Integridade quanto ao fluido externo	Barreira de vedação externa	Barreira de vedação externa	Barreira de vedação externa

4.1.3. Características construtivas

Dutos de camadas não aderentes, como a própria denominação apresenta, são compostos por uma série de camadas concêntricas de materiais distintos e com funções principais específicas. Cada projeto de duto apresenta características

construtivas únicas, ainda que, todas apresentem em comum duas regiões distintas, isto é, o núcleo e a região anular, ilustradas na Figura 8.

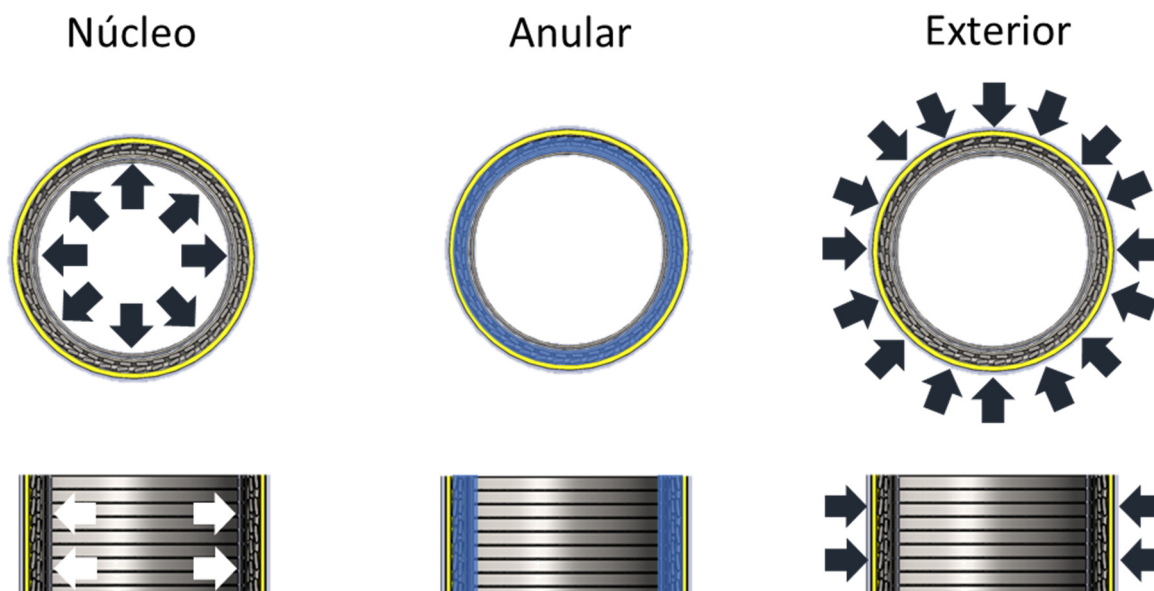


Figura 8 – Regiões de um duto flexível de camadas não aderentes (Fonte: o Autor).

A primeira delas é conhecida como núcleo (*bore*), sendo a região que compreende todas as camadas anteriores à barreira de vedação interna, ou seja, é a região onde o fluido de trabalho será transportado. A segunda é denominada de espaço anular (*anullus*), devido a sua forma geométrica. Essa compreende a região entre as camadas de vedação interna e externa. Nessa região são encontradas as camadas que conferem resistência mecânica aos dutos, tanto para carregamentos axiais (armadura de tração) quando para radiais (armadura de pressão).

Dentre as inúmeras possíveis formas construtivas de um duto flexível a maior parte deriva de um modelo base definido e consolidado, o qual é apresentado na Figura 9. Nesta configuração base, mais completa, as camadas presentes, do centro para a periferia, são: carcaça, barreira de vedação interna, armadura de pressão, armadura de reforço, fita antiatrito, armadura de tração interna, fita antiatrito, armadura de tração externa, fita antiatrito, fita de tecido de alta-resistência interna, fita de tecido de alta-resistência externa, bandagem de montagem, barreira de vedação externa, isolamento térmico e capa protetora externa.

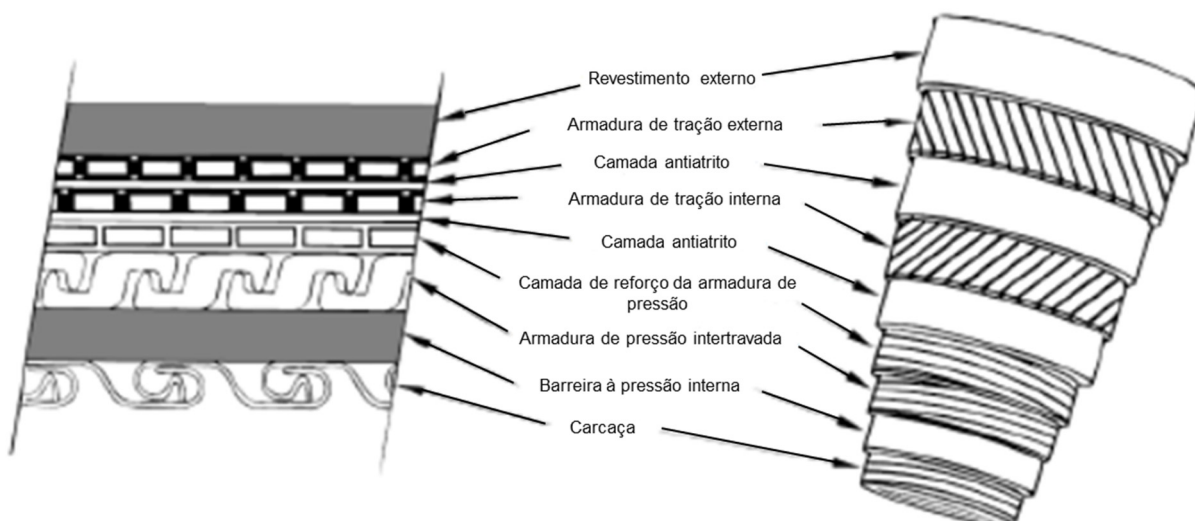


Figura 9 – Construção típica e seção esquemática de um tuto flexível de camadas não aderentes segundo API (Fonte: adaptado de API RP 17B, 2014).

4.1.4. Descrição das camadas de dutos flexíveis

Nesta seção, será apresentada uma sucinta descrição das principais camadas que constituem um duto flexível de camadas não aderentes, os materiais utilizados nessas camadas e suas funções primárias, conforme mostrado na Figura 10.

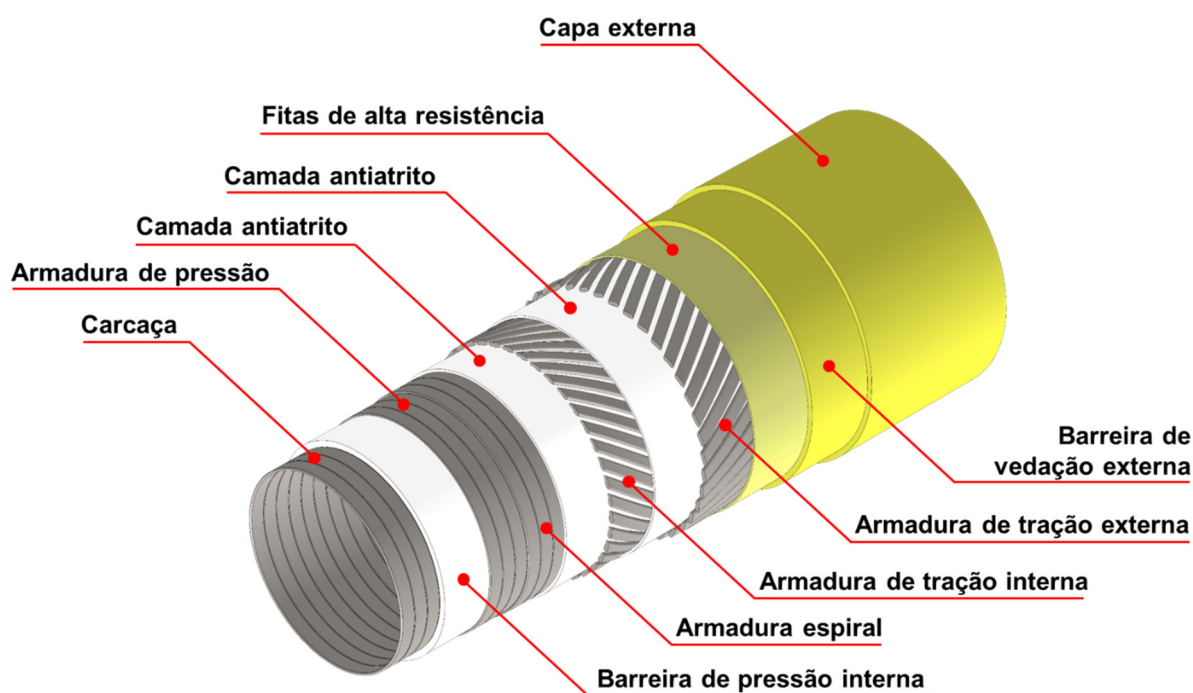


Figura 10 – Construção típica e seção esquemática de um tuto flexível de camadas não aderentes segundo API (Fonte: adaptado de API 17B 2014)

4.1.4.1. Carcaça (CC)

A carcaça é a camada mais interna do duto, existente apenas em dutos com núcleo rugoso (*rough bore*), sendo que está em contato direto com o fluido transportado. Quando nessa construção, possui como diâmetro interno o diâmetro nominal do duto. Tem como função primária prevenir o colapso da barreira de vedação interna e, em alguns casos, do duto como um todo, e fornecer resistência à abrasão devido à existência de particulados no fluxo. É uma das três, possíveis camadas, projetadas para conferir resistência estrutural radial ao duto, a Figura 11 apresenta uma geometria típica da carcaça (LEMOS, 2004; BERGE 2017).



Figura 11 – Geometria da carcaça adaptado de (Fonte: adaptado de API 17B, 2014 e LEMOS, 2004).

A carcaça, a armadura de pressão e a armadura de reforço, quando presentes, são responsáveis em conjunto pela resistência do duto frente ao colapso hidrostático pela pressão externa, pelos esforços de lançamento oriundos da compressão radial (*crushing*), aplicados pelos tensionadores do PLSV e pela carga transmitida pelas armaduras de tração (*squeezing*) quando estas estão sendo solicitadas mecanicamente (BUENO, 2010).

Sua construção parte de uma fita fina de aço inoxidável, normalmente AISI 304/304L, AISI 316/316L ou ainda materiais mais nobres como INCONEL 625, aços duplex, a exemplo o UNS 2507 e UNS 2205 e aços super duplex, como o UNS 2750 (BERGE, 2017). Uma tira deste material é conformada a frio no perfil característico anteriormente apresentado e então assentada em um ângulo de aproximadamente 80-85° (BERNIRSCHKE, 2014). Normalmente, é formado por dois fios independentes assentados em helicoide intercaladamente. Tal geometria e o alto ângulo de assentamento garantem uma alta capacidade mecânica frente a carregamentos radiais, similar à de um tubo rígido com espessura de parede equivalente, ao mesmo tempo em que confere uma rigidez axial quase inexistente. Tal combinação é ideal

para carregamentos radiais, ainda permitindo a curvatura sem resistência. Porém, não é adequada para resistir a esforços axiais (XAVIER 2009; BUENO 2010; BERNIRSCHKE, 2014; BERGE 2017).

4.1.4.2. Barreira de vedação interna (BVI)

A barreira de vedação interna, também conhecida como camada de estanqueidade ou barreira de pressão, é a camada responsável pela estanqueidade do duto frente ao fluido transportado. Nos dutos de parede interna rugosa (*rough bore*), está situada logo acima da carcaça. Já no caso dos dutos de parede interna lisa (*smooth bore*), é a camada mais interna do duto e tem seu diâmetro interno igual ao diâmetro nominal da linha (LEMOS, 2004; BERGE, 2017).

Para conferir estanqueidade ao duto, é utilizada uma camada contínua, produzida pela extrusão em linha de um polímero, normalmente Poliamida 11 (PA11), polietileno de alta densidade (HDPE), reticulado ou não, ou ainda, quando utilizado em aplicações de alta temperatura (*HT – High Temperature*), poli(fluoreto de vinilideno) (PVDF). Por ser uma camada contínua, é uma barreira ao equilíbrio de pressões entre as diferentes regiões do duto, o que a faz responsável pela transferência de carga para as camadas metálicas adjacentes de alta resistência a explosão (armadura de pressão) e ao colapso (carcaça) (API 17B, 2014; NEGREIROS, 2016; BERGE 2017; LEMOS, 2004).

A correta seleção do material dessa camada é fundamental para a garantia da resistência química ao fluido transportado. Suas propriedades de permeação estão diretamente ligadas à composição química do espaço anular, quando este atingir a condição de regime permanente de operação. A barreira de vedação interna pode, em alguns casos, ser composta por mais de uma camada de polímero a fim de se obter capacidades específicas como, por exemplo, sequestro de contaminantes como o H₂S (LEFEBVRE, 2015) ou mesmo evitar sua extrusão nos intervalos das camadas metálicas adjacentes, devido as pressões atuantes e ao inchamento pela expansão térmica ou absorção de gases e líquidos (BERGE, 2017).

4.1.4.3. Armadura de pressão (AP)

A armadura de pressão é a camada localizada logo acima da barreira de pressão interna, esta não está em contato direto com o fluido transportado, já que fica

localizada na região anular do duto. Tem como função primária prevenir a explosão da barreira de vedação interna e suportar o carregamento radial do duto devido à pressão interna por ela transmitida. É uma das três possíveis camadas projetadas para a garantir a resistência estrutural radial do duto. A Figura 12 apresenta algumas geometrias típicas da armadura de pressão (LEMOS, 2004; BERGE 2017).

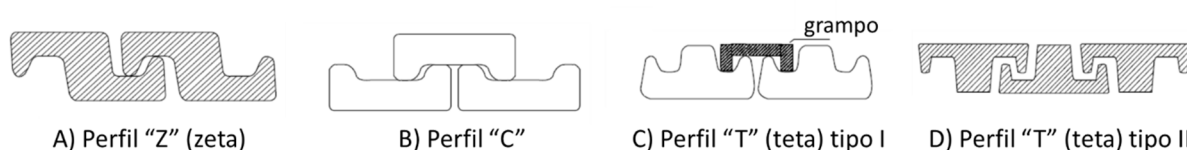


Figura 12 – Geometrias da armadura de pressão, sendo A) Perfil “Z” (Zeta), B) Perfil “C”, C) Perfil “T” (Teta) Tipo I e D) Perfil “T” (Teta) Tipo II (Fonte: adaptado de API 17B, 2014).

Juntamente com a carcaça e a armadura de reforço, a armadura de pressão quando presente, também é responsável, por garantir a resistência do duto frente ao colapso hidrostático causado pela pressão externa, pelos esforços de lançamento oriundos da compressão radial (*crushing*) aplicada pelos tensionadores do PLSV e pela carga transmitida pelas armaduras de tração (*squeezing*) quando estas estão sendo solicitadas mecanicamente (BUENO, 2010).

Sua construção parte de uma barra espessa de aço ao carbono, normalmente com baixo teor de carbono e resistência mecânica moderada (entre 700 e 900 MPa). Uma barra retangular deste material é conformada a frio no perfil característico, anteriormente apresentado, assentado em um ângulo de aproximadamente 80-85° (BERNIRSCHKE, 2014) e tem seu perfil intertravado com a espira anterior. Devido ao encruamento oriundo da conformação mecânica a frio no perfil desejado e posterior encruamento devido à deformação plástica para assentamento da armadura no duto, a resistência desse material é sensivelmente alterada. COSTA (2003) reportou para um aço AFNOR FM 35 valores de resistência mecânica 12,4% superiores para o material conformado frente ao material original.

O travamento garante que o espaçamento entre as espiras seja controlado e não exceda o limite de projeto, a fim de evitar esforços de flexão na barreira de

vedação interna e sua consequente ruptura. Normalmente, é formado por dois fios independentes assentados em helicoide intercaladamente. Tal geometria e o alto ângulo de assentamento garantem uma alta capacidade mecânica frente a carregamentos radiais, similar à de um tubo rígido com espessura de parede equivalente, ao mesmo tempo em que confere uma rigidez axial quase inexistente. Tal combinação é ideal para carregamentos radiais ainda permitindo a curvatura sem resistência. Porém, não é adequada para resistir a esforços axiais (XAVIER 2009, BUENO 2010; BERNIRSCHKE, 2014; BERGE 2017).

Estudos recentes, como aquele desenvolvido por ANDERSON (2016), têm por objetivo a investigação de materiais compósitos na construção da armadura de pressão. A substituição permite uma redução significativa de peso no tramo de topo.

4.1.4.4. Armadura de reforço (AR)

A armadura de reforço, comumente conhecida como armadura espiral, é a camada localizada logo acima da armadura de pressão. Localizada na região anular do duto, tem como função primária atuar como reforço ao destravamento da armadura de pressão. É uma das três, possíveis camadas, projetadas para conferir resistência estrutural radial ao duto (BERGE, 2017).

Juntamente com a carcaça e a armadura de reforço, quando presentes, também são responsáveis em conjunto para garantir a resistência do duto frente ao colapso hidrostático pela pressão externa, pelos esforços de lançamento oriundo da compressão radial (*crushing*) aplicado pelos tensionadores do PLSV e pela carga transmitida pelas armaduras de tração (*squeezing*), quando estas estão sendo solicitadas mecanicamente (XAVIER, 2009).

Sua construção parte de uma barra espessa de aço ao carbono, normalmente com baixo teor de carbono e resistência mecânica moderada (700 a 900 MPa). Uma barra retangular com as extremidades filetadas deste material é assentada em um ângulo de aproximadamente 80-85° (XAVIER, 2009; BERNIRSCHKE, 2014). Normalmente é formado por dois fios independentes assentados em helicoide intercaladamente.

4.1.4.5. Fita antiatrito (FAD)

A fita antiatrito, ou camada anti-desgaste, é uma camada polimérica que tem a função de evitar o desgaste nas armaduras metálicas atuando como camada de sacrifício. Isso se dá devido ao baixo coeficiente de atrito dos materiais empregados em sua construção. Para tal, é composta por uma camada fina, aproximadamente 1 a 2 mm de espessura, que pode ser contínua (obtida por extrusão) ou em forma de fita larga (assentada em helicoide ao longo do duto) de materiais como a Poliamida 11 (PA11), Poliamida 12 (PA12), Polietileno de Alta Densidade ou Reticulado (HDPE ou XLPE) ou Poli(fluoreto de Vinilideno) (PVDF) (XAVIER 2009; BUENO 2010; BERNIRSCHKE, 2014; BERGE 2017).

As camadas antiatrito são utilizadas, em sua maioria, em condições de operação que envolvem carregamentos dinâmicos por longos períodos de tempo. Logo, não possuem presença obrigatória em dutos de aplicação estática (SOUSA, 2005; NEGREIROS, 2016).

4.1.4.6. Armadura de tração (AT)

As armaduras de tração são as camadas localizadas logo acima da armadura de pressão, podendo ser separadas desta por uma camada antiatrito anteriormente apresentada. Assim como a armadura de pressão, fica localizada na região anular do duto, e tem como função primária conferir resistência mecânica a carregamentos axiais trativos, de flexão e de torção no duto (LEMOS, 2004; BERGE 2017).

Sua construção é baseada no assentamento de um grande número de fios circulares ou planos, com as geometrias apresentadas na Figura 13, em um ângulo baixo, normalmente entre 20° e 55°. Esse ângulo de assentamento é responsável pelo balanço (compromisso) entre rigidez axial e radial da estrutura. Para aplicações de baixa pressão (onde não há presença de armadura de pressão), os fios são assentados com ângulo de 55°, o qual é o mesmo ângulo resultante do balanço das forças axiais e radiais quando o duto é pressurizado e sem carregamento externo. Para aplicações de alta pressão (onde há presença de armadura de pressão) varia entre 20° e 35°. Este ângulo é conhecido como ângulo de assentamento neutro (XAVIER, 2009).



Figura 13 – Geometrias da armadura de pressão, sendo: A) Perfil Circular, B) Perfil Oblongo e C) Perfil Retangular (Fonte: adaptado de LEMOS, 2004).

Devido ao baixo ângulo de assentamento, são sempre configuradas aos pares com ângulos opostos, objetivando reduzir o desbalanceamento torcional do duto. Podem ser aplicados em um, dois ou até três pares de armadura, sendo mais comum a aplicação de apenas um par. Nesta configuração a armadura mais central, a geratriz do duto, é denominada armadura de tração interna e a mais periférica, denominada armadura de tração externa. Para aplicações dinâmicas são intercaladas por uma camada antiatrito e para aplicações estáticas em geral por uma bandagem de montagem (BERGE, 2017).

Bem como ocorre nas demais armaduras metálicas, o espaçamento entre as armaduras é fundamental e deve ser controlado em um intervalo restrito, de forma a evitar o contato lateral direto e limitar a extrusão das camadas poliméricas adjacentes. Em aplicações dinâmicas devem ser projetadas para resistirem a fadiga mecânica, devido aos movimentos da unidade flutuante de produção, peso próprio e ação das correntes marinhas. Em aplicações estáticas deve suportar o carregamento de instalação, esforços de tampo (*end cap*) e atuar como camada de suporte para armadura de pressão (LEMOS, 2004; BERGE 2017).

Sua construção parte de uma barra espessa de aço ao carbono perlítico com alto grau de encruamento e resistência mecânica elevada (800 a 1500 MPa). Quanto ao aço escolhido para a fabricação da armadura de tração, podem ser divididos em dois grupos principais, isto é, serviço doce (*sweet service*) e serviço ácido (*sour service*). A classificação está relacionada à presença ou não de gases ácidos livres ou dissolvidos, como o Ácido Sulfídrico (H_2S) (DÉSAMAIS, 2007), no fluido transportado (ERIKSEN, 2014; NACE TM 01-77, 1996).

Devido ao aumento constante dos carregamentos de topo, estudos recentes têm por objetivo a investigação de materiais compósitos, como por exemplo, a fibra de carbono com matriz epóxi na substituição do aço para a fabricação das armaduras

de tração (KALMAN, 1999; JHA, 2015; GAUTAM 2016). A substituição permite uma redução considerável de peso no tramo de topo. No entanto, até o presente momento, não existe armadura de tração de material compósito qualificada para aplicação no Brasil (DO, 2012; DO, 2013).

4.1.4.7. Fita de tecido de alta resistência (FTAR)

A fita de tecido de alta resistência, ou camada antilambagem, é uma camada de tecido trançado que tem a função de conferir resistência à compressão ao duto. Para tal, é composta por uma camada fina e larga de um tecido trançado de fibras sintéticas, assentada em helicoide com grande ângulo e levemente sobrepostas ao longo do duto. De materiais de alta resistência como a Aramida (Kevlar29® ou Kevlar49®), popularmente conhecida pela aplicação em coletes à prova de balas, são em geral configuradas aos pares com ângulos opostos, objetivando reduzir o desbalanceamento torcional do duto. Podem ser aplicados em um, dois ou até três pares de fitas, sendo mais comum a aplicação de apenas um par (BORGES, 2017).

O uso das fitas de alta resistência se dá com o objetivo de se minimizar a ocorrência de um modo de falha específico, isto é, a flambagem radial das armaduras de tração. Este mecanismo ocorre devido às cargas compressivas atuarem nas armaduras de tração, gerando assim flambagem radial, comumente conhecida como gaiola de passarinho (*birdcaging*). Tal flambagem pode ocorrer devido a dois fatores primários, sendo um deles o efeito de tampo (*end cap*), no qual grandes pressões hidrostáticas geram elevadas cargas compressivas nas terminações do duto durante seu lançamento. Já o segundo está relacionado ao efeito dinâmico de topo, no qual o duto sofre elevadas cargas compressivas no tramo de fundo. Este último ocorre, majoritariamente, na região de contato com o leito marinho (TDP – *touchdown point* ou TDZ – *touchdown zone*), sendo que é agravado quando o ângulo de topo entre o duto e a Unidade Flutuante de Produção é baixo e a mesma tem deslocamentos verticais e horizontais elevados (TALGATTI, 2014).

4.1.4.8. Bandagem e fitas de montagem (BM)

A bandagem de montagem e as fitas de montagem são camadas intermediárias, normalmente aplicadas apenas com objetivo de manter o posicionamento das camadas já assentadas durante o processo fabril. As duas

camadas de montagem mais comuns são a bandagem e as fitas de montagem. As fitas de montagem são geralmente aplicadas sobre a armadura de tração externa. Consistem em fitas adesivas reforçadas com fibra de vidro, assentadas em alto ângulo, que tem a função de manter a posição das armaduras de tração durante a movimentação do duto até a linha de extrusão. Já a bandagem é uma camada de tecido trançado, que tem a função de proteger as fitas de alta resistência da extrusão da barreira de vedação externa.

4.1.4.9. Barreira de vedação externa (BVE)

A barreira de vedação externa, também conhecida como capa externa, é a camada responsável pela estanqueidade do duto frente ao meio externo, no caso a água do mar. Está situada logo acima da bandagem de montagem. (LEMOS, 2004).

Para conferir estanqueidade ao duto, é uma camada contínua, produzida pela extrusão em linha de um polímero, normalmente Poliamida 11 (PA11), Polietileno de Alta Densidade (HDPE), reticulado ou não, ou ainda quando utilizado em aplicações de alta temperatura (*HT – High Temperature*) Poli(Fluoreto de Vinilideno) (PVDF). São usados aditivos ao polímero base a fim de adequar as propriedades do material, principalmente sua permeabilidade. Por ser uma camada contínua, é uma barreira ao equilíbrio de pressões entre as diferentes regiões do duto, o que a faz responsável pela transferência de carga para as camadas metálicas adjacentes, no caso as armaduras de tração (API 17B, 2014; NEGREIROS, 2016; BERGE 2017; LEMOS, 2004).

Suas propriedades de permeação estão diretamente ligadas à composição química do espaço anular, quando este atingir a condição de regime permanente de operação. A barreira de vedação externa pode, em alguns casos, ser também a capa protetora externa, sendo nestes casos a camada mais periférica do duto (AUBRY, 2002).

4.1.4.10. Isolamento térmico (IT)

Camadas de isolamento térmico são opcionais e somente utilizadas em aplicações onde se faz necessário a manutenção da temperatura no duto com objetivo de melhorar o escoamento ou evitar a formação de parafínicos. São camadas espessas de material isolante, especialmente selecionado e dimensionado para cada

aplicação. Em geral são utilizados modelos térmicos para tal. O material isolante pode se apresentar na forma de espuma, polímero poroso ou solido (BERGE, 2017)

4.1.4.11. Capa protetora externa (CPE)

A capa externa é uma camada opcional que, quando presente, é responsável pela proteção do duto frente ao meio externo, neste caso: vida marinha, outros dutos, acessórios, leito marinho e também a água do mar. Está situada logo acima da camada de vedação externa ou da camada de isolamento térmico, sendo a camada mais periférica do duto. (LEMOS, 2004; BERGE, 2017; ERIKSEN, 2014).

Para conferir proteção ao duto, é uma camada contínua, produzida pela extrusão em linha de um polímero, normalmente Poliamida 11 (PA11) ou Poliamida 12 (PA12). São usados aditivos ao polímero base a fim de adequar as propriedades do material, principalmente sua permeabilidade. Mesmo sendo uma camada contínua, não funciona como uma barreira ao equilíbrio de pressões entre as diferentes regiões do duto, pois é cortada aproximadamente 200 mm antes da entrada do conector, sendo assim uma camada não estanque (API 17B, 2014; NEGREIROS, 2016; BERGE 2017; LEMOS, 2004).

Mesmo não sendo estanque, suas propriedades de permeação estão diretamente ligadas à composição química do espaço anular, quando este atingir a condição de regime permanente de operação, pois é contínua em praticamente toda a extensão do corpo tubular do duto (AUBRY, 2002).

4.1.5. Modos de falha

Esta seção apresenta os modos de falha de dutos flexíveis de camadas não aderentes, relacionados às condições de operação com anular alagado.

Geralmente, fabricantes e operadores evitam a publicidade de suas próprias experiências de campo e possíveis desafios quanto à integridade dos dutos flexíveis. No entanto, em discussões informais, conferências e congressos, há um interesse significativo nas experiências e detalhes do histórico de operação e falha destes equipamentos. Esta percepção é compartilhada por outros pesquisadores, laboratórios de pesquisa, indicando que existe uma necessidade urgente de compartilhamento de experiências, amplo e sistemático, a fim de se melhorar a

segurança operacional destes equipamentos (MUREN, 2008; PSA NORWAY, 2013; BERGE 2017).

Com base em dados publicados (vide Figura 14), a ruptura ou falha da barreira de vedação externa (capa externa) e consequente alagamento da região anular é o incidente mais reportado em todo o mundo. Adicionando a essa visão geral, se deve mencionar que vários incidentes de corrosão severa foram observados e reportados, após violações da barreira de vedação externa em dutos operando no Mar do Norte, Golfo do México e Brasil (pós-sal e pré-sal) (MUREN, 2008; PSA NORWAY, 2013; BERGE 2017).

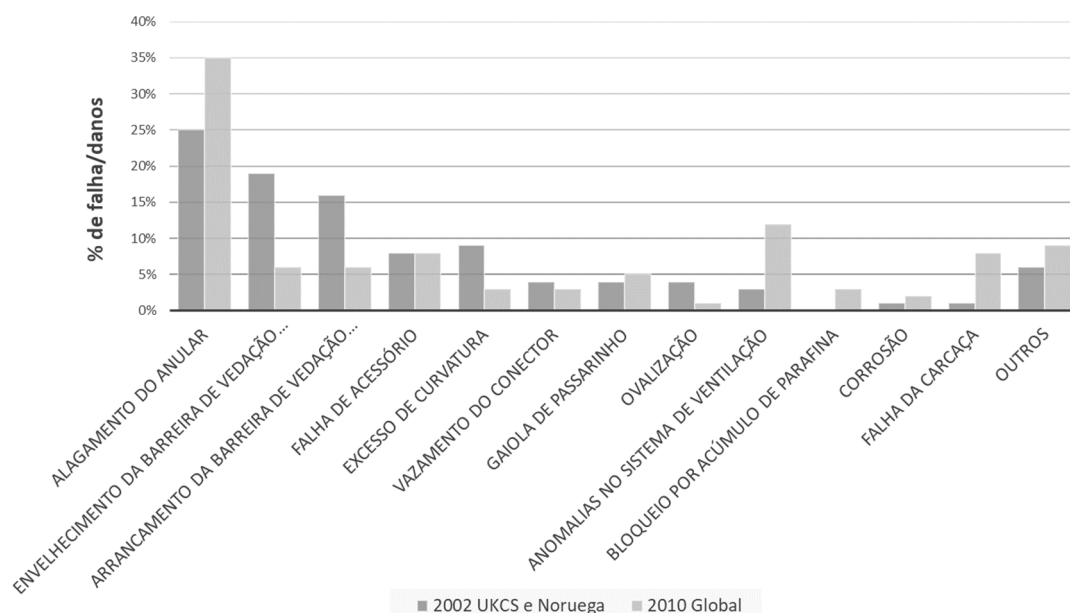


Figura 14 – Compilado de incidentes de campo com dutos flexíveis reportados internacionalmente (Fonte: adaptado de BOSCHÉE 2012, PSA NORWAY, 2013).

Informações recentes ainda reportam casos de falhas de campo decorrentes de um mecanismo de falha até então não mapeado relacionado à corrosão sob tensão (SCC), em dutos operando com anular alagado em condições severas de pressão (HP), temperatura (HT) e meio, contendo altos teores de CO₂, livre ou dissolvido. Pelo menos dois incidentes com dutos flexíveis operando em campos na região do pré-sal Brasileiro envolvendo este mecanismo de falha foram noticiados. Ainda não se tem confirmação ou publicações sobre o tema, porém ressaltam ainda mais a necessidade

de estudos direcionados a dutos operando em condição de anular alagado em meios contendo CO₂ (SIQUEIRA, 2017).

O panorama completo dos modos de falha mapeados para dutos flexíveis pode ser obtido com maiores detalhes consultando as tabelas 30 e 31 da API RP 17B (2014) bem como os relatórios da PSA NORWAY sobre dutos flexíveis de 2008 (MUREN, 2008) e de 2013 (PSA NORWAY, 2013), e nos resultados do JIP realizado pelo SINTEF, NTNU e 4SUBSEA publicados por BERGE (2017).

4.2. Normas e Regulamentações

A exploração e produção de petróleo e gás em alto mar envolve uma série de riscos aos colaboradores envolvidos no processo bem como ao meio-ambiente. O histórico de catástrofes envolvendo falha de equipamentos críticos, como os dutos flexíveis, levou à elaboração e constante atualização de normas e regulamentações.

No caso específico dos dutos flexíveis, uma série de agências regulamentadoras atua combinando experiências de campo com pesquisa e desenvolvimento para emitir normas, recomendações e regulamentações, a fim de garantir a eficiência e segurança operacional destes equipamentos (Malta, 2010). As primeiras recomendações práticas e normas específicas para dutos flexíveis foram emitidas nos anos 80 pelo *Det Norske Veritas* (DNV) em 1987, com sua recomendação prática para dutos flexíveis e pelo *American Petroleum Institute* (API) em 1987. As primeiras certificações foram emitidas em 1990, 1994 e 1996, respectivamente pelo *Bureau Veritas* (BV), *Det Norske Veritas* (DNV) e *American Petroleum Institute* (API) (XAVIER, 2009).

4.2.1. Entidades regulamentadoras

Dentre as inúmeras entidades que se dedicam a tal fim, neste setor, são relevantes para a regulamentação de dutos flexíveis:

- *American Petroleum Institute* (API): Associação comercial norte americana que representa cerca de 400 empresas envolvidas nas fases de extração, refino e distribuição de petróleo;

- Agência Nacional do Petróleo (ANP): Agência governamental Brasileira responsável pela regulamentação e fiscalização de atividades ligadas à exploração, produção e refino de petróleo, gás e seus derivados;
- *International Organisation for Standardization* (ISO): Rede formada por organismos de regulamentação de 162 países, com sede em Genebra (Suíça).
- Petróleo Brasileiro S.A. (Petrobras): Empresa brasileira de capital misto responsável pelo controle, exploração e produção da maioria dos campos de petróleo no Brasil. Por ser uma das maiores compradoras de dutos flexíveis do mundo, estabelece padrões próprios para tais equipamentos. Tais normas são conhecidas como IETs, as quais são baseadas em padrões internacionais como API e ISO envolvendo inclusive o conhecimento e experiência de campo da companhia.
- *Det Norske Veritas* (DNV): Entidade norueguesa do ramo de gerenciamento de riscos. Reconhecida pela qualidade de suas normas além de atuar como agente certificador (terceira parte).

4.2.2. Normas aplicáveis

As principais normas aplicáveis ao projeto, qualificação, operação, avaliação e análise de integridade de dutos flexíveis são listadas abaixo (MALTA, 2010).

- *API Specification* 17J: Norma da API que reúne os requisitos para o projeto e dimensionamento de um duto flexível;
- *API Recommended* 17B: Suplemento da norma 17J que define e exemplifica alguns casos de dimensionamento. Além disso, fornece algumas referências sobre a extração de petróleo e gás em águas profundas e ultraprofundas;
- ISO 13628-2:2006: Norma baseada nas especificações 17J e 17B da API. Define parâmetros que o comprador de duto flexível deve solicitar e verificar com o fabricante e as informações que devem ser fornecidas a este para o dimensionamento do duto flexível para cada aplicação;
- NI – 2409 (Petrobras): Esta norma sumariza a aplicação das normas da API e ISO. Esta inicialmente define alguns termos técnicos usados no projeto de dutos flexíveis e define parâmetros para a configuração dos programas de teste e qualificação de protótipos;

- I-ET-3010.00-1500-960-PPC-006 (Petrobras): Nas últimas etapas do projeto, é realizada uma análise dinâmica global do duto flexível. Os dados de entrada e as saídas esperadas da análise são especificados por esta norma. Define as condições de contorno e carregamento a serem aplicados no duto e na unidade flutuante de produção. Além disso, também define que resultados devem ser coletados e reportados desta análise;
- I-ET-3010.00-1500-960-PPC-002 (Petrobras): Na fase final do projeto, é realizada a análise de fadiga das armaduras de tração e pressão do duto flexível. Os dados de entrada, condições de contorno e as saídas da análise estão especificados nesta norma. Define as condições de contorno e carregamento a serem aplicados no duto e na unidade flutuante de produção;
- DNV-OS F201, 2001: Fornece parâmetros e definições para dutos flexíveis com aplicação dinâmica, ou seja, *risers* flexíveis;
- DNV-RP F204, 2005: Disserta sobre a análise dinâmica de dutos flexíveis sob o aspecto da avaliação da vida em fadiga;
- DNV-RP C203, 2005: Fornece parâmetros e definições para a análise de fadiga de dutos flexíveis. Estes parâmetros, em especial as curvas S-N são as recomendadas pelas normas da Petrobras.

Além destas apresentadas, existem outras normas aplicáveis ao projeto, fabricação, instalação, operação e abandono de dutos flexíveis. Neste sentido, as acima detalhadas são as mais relevantes para a elaboração deste trabalho.

4.3. Teses e Artigos Científicos de Referência

Mesmo sendo um tema recente, sua importância e apelo tecnológico e comercial faz deste um assunto recorrente em publicações técnicas e científicas. Com o intuito de servir de guia para a construção deste trabalho, foram avaliadas diversas publicações acerca do tema. Tal revisão será utilizada também nas seções subsequentes para a comparação e discussão dos resultados obtidos.

4.3.1. Comportamento mecânico de dutos flexíveis

O correto entendimento do comportamento, condições de contorno e carregamentos aplicados é fundamental para a determinação dos fatores que depreciam a vida em fadiga deste tipo de equipamento.

CUSTÓDIO (1999) em seu estudo sobre modelagem numérica do comportamento axissimétrico de cabos umbilicais submarinos, disserta sobre a construção de modelos detalhados para a análise local e o algoritmo para sua implementação. Seu modelo numérico deriva da teoria de Clebsch-Kirchhoff para hastes esbeltas que descrevem armaduras helicoidais e formulações de Lamé para cilindros que representam capas cilíndricas homogêneas. Seu trabalho também traz como contribuição uma análise detalhada dos modelos de contato lateral entre os tendões, chave para um resultado representativo. Em suas conclusões apresenta a relação de contribuição percentual de cada camada no equilíbrio da estrutura compósita em tração e torção para dutos flexíveis e cabos umbilicais, baseada na resposta de seus modelos.

BANKE (2000) realizou uma análise global de um duto flexível através de um modelo numérico de elementos finitos. Seu resultado foi utilizado para a obtenção de parâmetros a fim de viabilizar o desenvolvimento de um novo modelo de conector para a fabricante NKT Flexibles da Dinamarca. Em seu trabalho, descreve o desenvolvimento de um modelo de conector e correlaciona dados experimentais e numéricos do desempenho do sistema de vedação do conector estudado.

SHEN (2008) propõe uma metodologia de análise de tensões em conectores de dutos flexíveis baseada em ensaios em escala média. Seu artigo resume a combinação de modelos numéricos e ensaios em escala média para a comparação do estado de tensões de diferentes geometrias propostas quando submetidas a carregamentos estáticos de tração. A publicação traz como principal contribuição a simplificação geométrica de tridimensional para bidimensional, o que permite uma análise comparativa mais eficiente uma vez que reduz significativamente os graus de liberdade presentes na análise.

XAVIER (2009) avaliou a resposta em fadiga de uma nova geometria de conector, por ele desenvolvido e patenteado, através da combinação da metodologia proposta por SHEN (2008) com ensaios de validação em escala real. Em seu trabalho, apresenta grande contribuição ao estado da arte da ancoragem, comparando geometrias tradicionalmente utilizadas para aplicações na construção civil (concreto protendido) com as utilizadas pelos fabricantes de dutos flexíveis. A partir desta

comparação, propõe uma nova geometria e apresenta uma metodologia própria de validação.

BUENO (2010) foca seu trabalho na avaliação do desempenho em fadiga de armaduras de tração durante a execução de ensaios axiais de tração e fadiga em dutos flexíveis e os compara com modelos numéricos. Em seus resultados, descreve a complexidade dos modelos e avalia a correlação entre os resultados obtidos nos modelos e nos testes experimentais, obtendo um fator de correlação de 1,012. Tal correlação especificamente na parte de fadiga, foi obtida pelo uso do diagrama de Goodman Modificado em conjunto com a curva S-N do material ao ar, procedimento comumente utilizado, mas considerado conservador pelo autor. Este método foi utilizado como critério para a nucleação ou não de trincas de fadiga no material que posteriormente levariam a falha global do componente. O autor ainda reporta uma intensificação de 48 a 60% nas tensões encontradas no conector quando comparado a tensão máxima principal do corpo tubular.

4.3.2. Condição de anular alagado

A região anular de um duto flexível, como apresentado anteriormente, é o espaço delimitado pelas duas camadas poliméricas que possuem vedação nos conectores, ou seja, as barreiras de vedação interna e externa. Assim, é caracterizada por ser uma região isolada do meio externo e do fluido transportado, que comporta as camadas metálicas estruturais do duto. Devido ao fato de estas camadas metálicas não serem contínuas nem aderidas se tem uma grande quantidade de pequenos vazios entre as armaduras (*gaps*). O espaço anular é geralmente medido em uma grandeza que relaciona o volume ocupado com o volume vazio (BAI, 2005; ERIKSEN, 2014; FERGESTAD, 2014). Em média essa relação é de 0,85 a 0,95 (ERIKSEN, 2014).

A condição inicial do anular, conhecida como anular seco, é marcada pelo preenchimento dos espaços vazios do anular com ar atmosférico. Após a instalação dos conectores, o anular fica selado e protegido contra o ingresso de fluidos pelas vedações presentes nos conectores nas duas extremidades. Em cada conector, são instaladas (geralmente três) válvulas de alívio unidirecionais (também denominadas válvulas de ventagem – *vent valves*), que servem como segurança à elevação de

pressão no anular. Em geral, são calibradas para permitirem o alívio de pressão em condições em que a pressão no anular ultrapasse a pressão hidrostática em um diferencial de 2 a 3 bar.

Após a instalação destes, a condição de anular seco pode ser alterada pelo ingresso de outros fluidos, sendo por um dano na capa externa que permite o ingresso de água do mar, ou pela permeação de gases e vapores do fluido transportado através da barreira de vedação interna. Tendo em vista que 85 a 95% do volume do espaço anular é ocupado por elementos estruturais, restam apenas 5 a 15% para ser preenchido com fluidos. Do ponto de vista da relação entre volume de fluido e área exposta de aço (V/A), o espaço é considerado confinado devido a esta ser da ordem de $0,03 \text{ ml/cm}^2$ (ERIKSEN, 2014). RUBIN, 2012 apresenta valores de razão de confinamento (V/A) entre $0,005$ e $0,1 \text{ ml/cm}^2$, dependendo do número de camadas e geometria adotada em cada uma das armaduras metálicas.

Quanto ao alagamento devido a danos na capa externa, estes podem ser causados por diversos fatores como por exemplo, danos devido ao armazenamento e instalação, danos por atrito devido ao contato com outros dutos ou estruturas, ruptura devido à fadiga do polímero, ruptura por explosão devido a bloqueio da válvula de ventagem, entre outros. As consequências do alagamento da região anular por dano na capa externa dependem muito da região onde o dano está localizado e da sua extensão.

ERIKSEN (2014) defende que danos na capa externa são a principal causa de ingresso de água do mar na região anular e que esta condição é um cenário comum de acordo com experiências de campo. A Figura 15 apresenta alguns exemplos de localizações de dano na capa externa (B a F) e consequente alagamento da região anular em comparação com a condição de anular seco (A) em *risers* de topo. A condição de dano na capa em lamina d'água rasa (B) difere da condição de lamina d'água profunda (D) pela presença de maiores concentrações O_2 dissolvido. O dano da zona de respingo (C) representa uma condição crítica pois além do O_2 as armaduras de tração ainda ficam expostas a atmosfera (O_2 na fase gás). As condições de *i-tube* com boca de sino são apresentadas pelas condições: não pressurizado (E) e pressurizado (F), onde o dano pode estar na zona de respingo ou diretamente exposto a atmosfera do *i-tube* que pode ser inerte ou não.

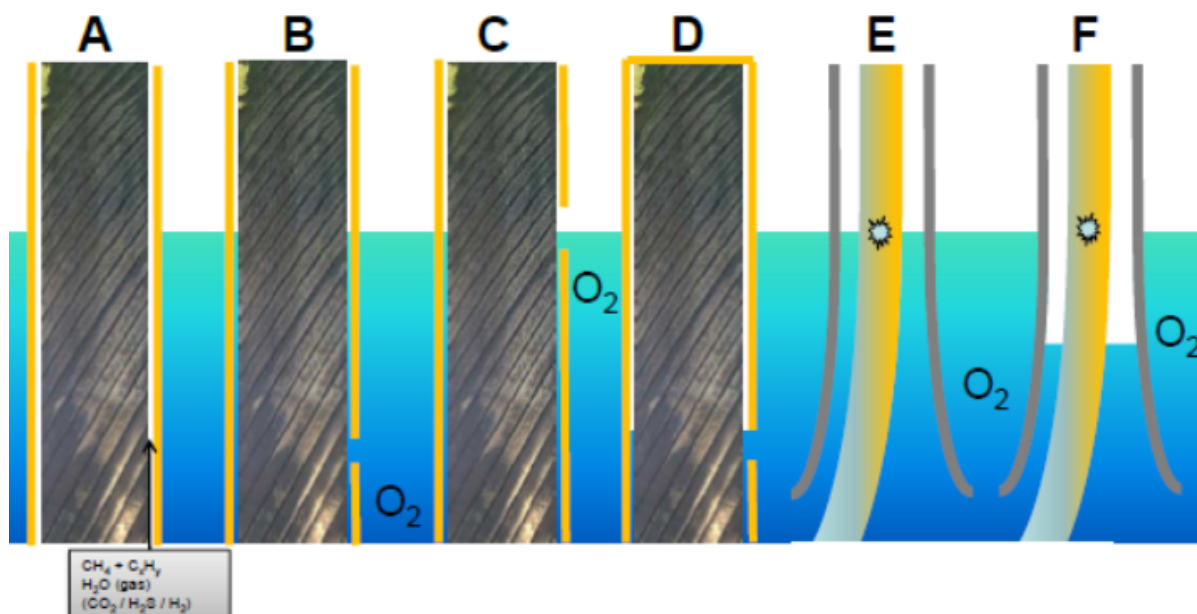


Figura 15 – Exemplos de localização de dano na capa externa e como estes repercutem no preenchimento do anular (Fonte: MUREN 2013).

A Figura 16 apresenta dois exemplos de ruptura da capa externa, sendo a primeira referente à explosão da barreira de vedação externa devido ao bloqueio da válvula de alívio e a segunda um dano por impacto com outra estrutura durante o lançamento (etapa do processo de instalação) do duto (SIMONSEN, 2014).

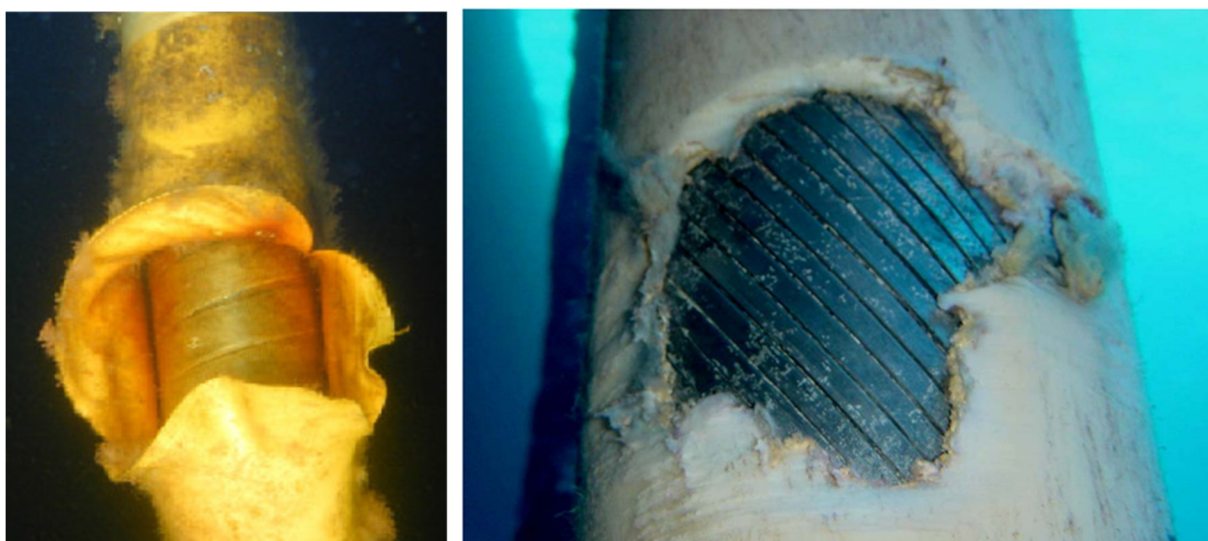


Figura 16 – Exemplos de danos na capa externa, respectivamente, explosão devido a bloqueio da válvula de alívio e furo por impacto com estrutura adjacente durante a instalação (Fonte: SEAFLEX, 2007; CARNEVAL, 2006, respectivamente).

Os espaços vazios na região anular estão distribuídos de forma não homogênea devido à construção diferenciada de cada camada, ou seja, existem variações radiais e ao longo do comprimento do duto. Devido principalmente às diferenças entre largura, espessura e ângulo de assentamento dos fios e fitas que compõe as diversas camadas presentes no anular, são formados caminhos preferenciais e regiões de estagnação de fluido que se interligam. CHARLESWORTH (2011) define os caminhos preferenciais ao longo do comprimento do duto como uma “hélice de vazios”. Esta, pode ser comparada a um conduto helicoidal que segue o padrão entre dois elementos de uma mesma camada, interligada com as camadas adjacentes a cada interseção com a “hélice de vazios” desta. A complexidade destes caminhos aumenta devido ao fato que os espaçamentos entre os componentes da mesma camada se deslocam durante a operação da estrutura alterando os caminhos e o grau local de confinamento. Alguns autores ainda reportam um efeito de bombeamento devido ao movimento relativo entre os elementos da mesma camada e movimentos relativos entre camadas (ERIKSEN, 2014).

Além da ruptura da camada externa de vedação, a segunda forma de ingressos de fluidos na região anular, que pode ser concomitante ou não a esta, é a permeação pelas camadas poliméricas. Neste caso, o ingresso se dá tanto do ambiente externo para o anular quando do núcleo (*bore*) para o anular. Os mecanismos de permeação serão mais profundamente abordados na seção subsequente. A Figura 17 apresenta uma representação esquemática da permeação de fluidos entre as regiões do duto (NEGREIROS, 2016).

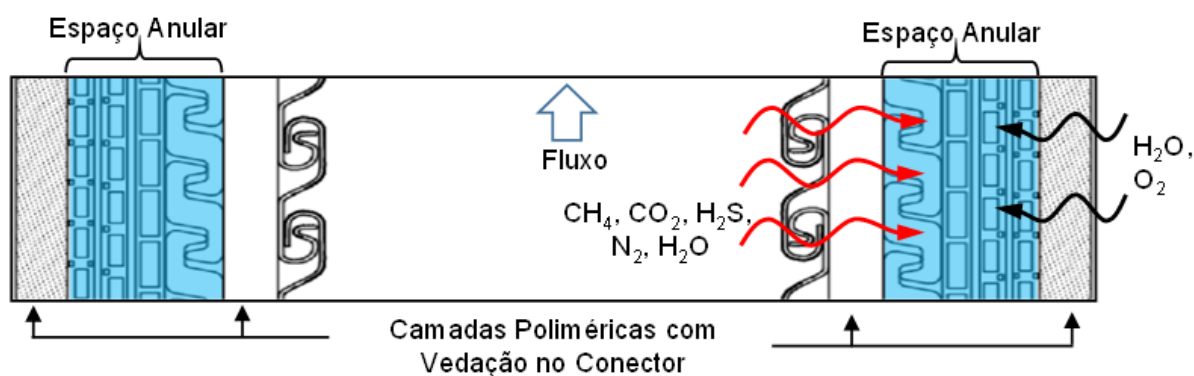


Figura 17 – Permeação de gases entre das diferentes regiões de um duto flexível (Fonte: NEGREIROS, 2016).

4.3.3. Permeação pelas barreiras de vedação

A permeação de fluidos pelas barreiras poliméricas de vedação é um fenômeno presente em todas as construções típicas de dutos flexíveis de camadas não aderentes. Tal fenômeno de transporte se dá tanto entre o núcleo e o anular quanto entre este e o ambiente externo, podendo ser unidirecional ou bidirecional (KLOPFER, 2001). De um modo geral, o fenômeno de transporte pode ser dividido em cinco estágios sucessivos, apresentados na Figura 18, e abaixo listados:

- Difusão através da camada limite do lado correspondente da pressão parcial mais elevada (lado a montante) para o de mais baixa (lado a jusante);
- Adsorção do gás (por afinidade química ou por solubilidade) pelo polímero;
- Difusão do gás dentro da membrana polimérica, sendo esta, considerada como um material homogêneo e não poroso a uma determinada temperatura;
- Dessorção do gás ao lado da pressão parcial inferior (lado a jusante);
- Difusão através da camada limite do lado de menor pressão parcial (lado a jusante).

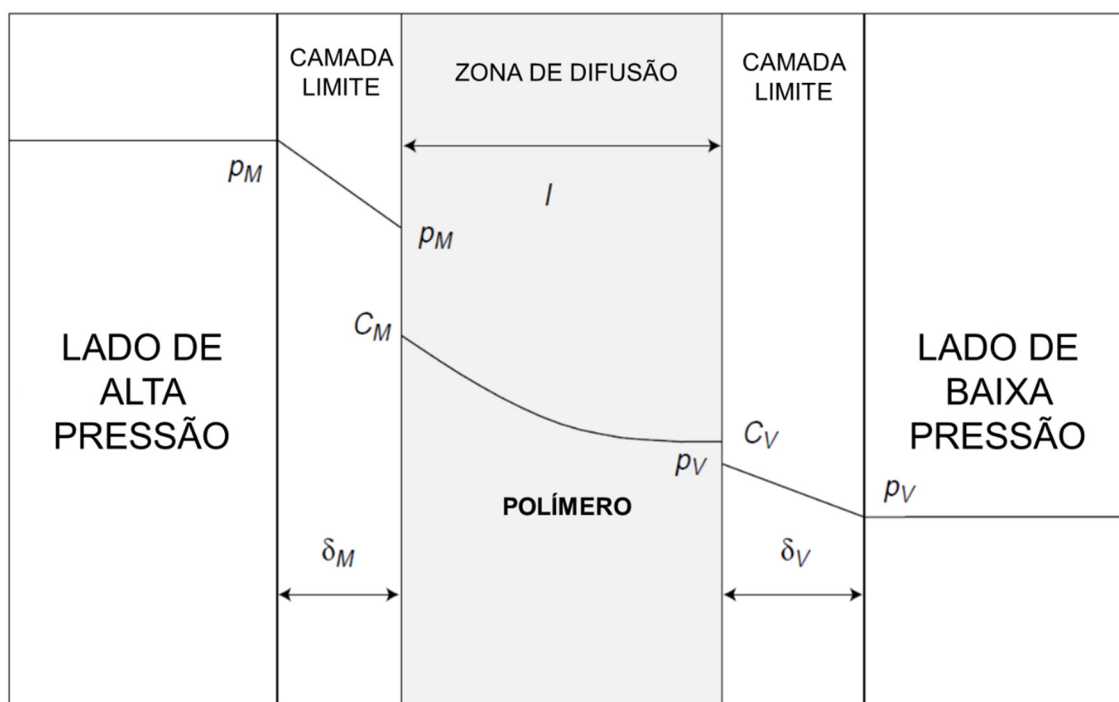


Figura 18 – Diagrama do fenômeno de transporte de um fluido através de uma barreira polimérica (Fonte: KLOPFER, 2001).

A comunidade acadêmica tem concentrado esforços no entendimento dos mecanismos que governam a difusão em sistemas fluido-polímero. Porém, ainda não se tem uma teoria unificada para explicar e descrever o fenômeno (SCHOLOTTER, 1992; TREMBLAY 2006). Existe um consenso, entre vários autores, em se dividir o fenômeno de transporte de gases por barreiras poliméricas diretamente em duas áreas, cinética e termodinâmica (QUIJADA-GARRIDO, 1996; FÖLDES, 1993; KLEIN 1977; RAWLS 1997).

NAITO (1991) propõe uma teoria fenomenológica para dividir a permeação de gás em polímeros em dois mecanismos principais, sendo um relativo à pressão hidrostática e o segundo relativo à concentração diferencial. O autor defende que a difusividade do gás depende exclusivamente do diâmetro molecular do gás em sistemas que seguem a Lei de Henry. Esta dita que a solubilidade dos gases em misturas depende de suas respectivas pressões parciais seguindo a relação apresentada na Equação 1. Destas proporcionalidades define-se a constante de Henry para um determinado gás.

$$P=K.X \quad (1)$$

Onde, K é a constante de Henry, X é a fração molar da solução e P é a pressão parcial do gás na fase gasosa. Para sistemas mais complexos NAITO 1993, adota a teoria de Flory-Huggins para expressar a dissolução de gases em polímeros. Esta descreve a permeabilidade em sistemas gás-polímero em função de um coeficiente de permeabilidade \dot{P} , segundo a Equação 2.

$$\dot{P}=J_s.L.(p_2-p_1) \quad (2)$$

Onde J_s é o fluxo em regime permanente através de uma membrana de espessura L, onde o gás de alimentação tem uma pressão p_2 e o gás permeado tem uma pressão p_1 . De acordo com ROGERS (1965) a permeabilidade (P) é dada pelo produto escalar de dois fatores: um cinético (difusividade, (D)) e um termodinâmico (solubilidade, (S)), expressados na Equação 3.

$$\dot{P}=\dot{D}.S \quad (3)$$

BENJELLOUN-DABAGHI (2002) descreve em seu trabalho a construção de um modelo de elementos finitos em ambiente Matlab, ao qual dá o nome de MOLDI, para a determinação da permeação de fluidos entre as diferentes regiões de um duto flexível. Ressalta a importância da determinação dos teores de vapor d'água (H_2O), metano (CH_4), sulfeto de hidrogênio (H_2S) e dióxido de carbono (CO_2), devido às características corrosivas da associação individual ou combinada dos dois últimos com o primeiro. Seu modelo é baseado na conversão de pressão em fugacidade através da Lei de Henry. Em suas conclusões, apresenta boa correlação com os resultados experimentais até 25 bar. O autor ainda enfatiza a importância da consideração do efeito de barreira que o contato direto das armaduras metálicas nas camadas poliméricas promove.

ALMEIDA (2012) avalia a solubilidade do CO_2 no estado supercrítico, normalmente encontrado no fluido transportado, em polímeros usualmente utilizados na fabricação de barreiras de vedação de dutos flexíveis. A autora utiliza células de permeação bidimensionais para avaliar a solubilidade e permeabilidade a diferentes pressões e temperaturas. Sendo variadas a pressão de 0 a 150 bar para o PVDF e 0 a 300 bar para o XPLE e testadas em temperaturas de 45, 60, 75 e 90 °C. Com base em seus resultados conclui que a solubilidade aumenta com o aumento da pressão e da temperatura.

A diferença de permeabilidade de cada um dos constituintes do fluido transportado irá gerar uma condição de anular com diferentes proporções, a nova mistura terá um diagrama de fases. SAIF (2014) apresenta um estudo experimental e numérico das alterações do diagrama de fase de misturas CH_4 , CO_2 e H_2O . A determinação correta das fases presentes e dos estados físicos dos constituintes da mistura é vital para o entendimento da físico-química da condição de anular alagado.

4.3.4. Físico-Química da condição de anular alagado

Esta seção descreve as principais reações físico-químicas envolvidas durante a corrosão de aços em sistemas aquosos contendo CO_2 . Portanto para fins de contextualização uma abordagem termodinâmica é considerada, assumindo que todas espécies químicas estão em equilíbrio e, portanto, não considerando os aspectos cinéticos que estão envolvidos nas reações, como por exemplo aquelas que ocorrem na interface metal/solução. Questões cinéticas são bem abordadas nos trabalhos conduzidos por TECHNIP (2007) e DUGSTAD (2015).

As principais substâncias envolvidas nos processos corrosivos que ocorrem na região anular em dutos que operam com anular alagado são: dióxido de carbono gasoso ($\text{CO}_{2(g)}$); dióxido de carbono dissolvido ($\text{CO}_{2(d)}$); íons bicarbonato (HCO_3^-); íons carbonato (CO_3^{2-}); prótons H^+ ; hidroxilas (OH^-) e íons ferrosos (Fe^{2+}), estes últimos oriundos do processo de oxidação do ferro que compõe o aço.

De maneira simplificada, a sequência básica de reações eletroquímicas que ocorrem em soluções aquosas na presença de CO_2 pode ser descrita como segue.

I. Dissolução de CO_2 na fase aquosa (ocorre na interface gás/líquido):



II. Quando o CO_2 é dissolvido na água ele é hidratado, formando ácido carbônico:



III. Que é diprótico e, portanto, se dissocia em duas etapas:

a. Primeira dissociação do $\text{CO}_{2(d)}$:



b. Segunda dissociação do CO_2 :



IV. Hidrólise da água (no equilíbrio, autoprotólise):



V. Possível precipitação de siderita (carbonato de ferro - FeCO_3):



A concentração de CO_2 dissolvido na solução em condições de equilíbrio na pressão atmosférica respeita a lei de Henry:

$$c\text{CO}_{2(d)} \rightarrow H\text{CO}_2 \times p\text{CO}_2 \quad (10)$$

Sendo $c\text{CO}_2$ a concentração de CO_2 dissolvido (mol/cm^3), $H\text{CO}_2$ a constante de Henry do CO_2 ($\text{mol}/\text{cm}^3 \cdot \text{bar}$), e $p\text{CO}_2$ a pressão parcial do CO_2 na fase gasosa. Portanto entende-se que a concentração de CO_2 na fase aquosa é diretamente proporcional à pressão parcial do gás e de forma linear para baixas pressões.

O pH de uma solução é inversamente proporcional à pressão parcial de CO_2 , uma vez que, quanto maior seu valor, maior será a taxa de dissociação do CO_2 em HCO_3^- e consequentemente, menor o pH resultante. Porém, este é apenas um parâmetro de controle para classificar a corrosividade do meio, sendo que o que realmente influencia na severidade do meio, quanto à corrosão é a disponibilidade de H_2CO_3 e áreas catódicas disponíveis para que ocorra a sua redução.

Nas regiões de baixo pH, as reações de dissolução do ferro são favorecidas e, por conseguinte, as taxas de corrosão disparam. Conforme o processo corrosivo se desenvolve, íons hidroxila resultantes da reação de corrosão do ferro fazem com que o pH aumente, tornando a estabilidade de filmes de produtos de corrosão favoráveis. O que se calcula para o espaço anular de dutos flexíveis, considerando os altos teores de ferro dissolvido e condições desaeradas, é um pH em torno de 5,3 considerando a $p\text{CO}_2$ sendo 1 bar (RUBIN, 2012; TARAVEL, 2006; REMITA, 2008; NESIC, 2003; GAO, 2014).

Conforme a quantidade de espécies iônicas em solução aumenta, seus efeitos podem se tornar mais relevantes e influenciar na cinética das reações citadas, afetando a estabilidade de filmes de produtos de corrosão ou mesmo outros

fenômenos de superfície. Como exemplo, cita-se a presença de ácido acético, oxigênio, cloretos, H_2S na fase gasosa e na fase dissolvida, substâncias orgânicas e substâncias adsorventes na superfície. Estas aliadas ao grau de confinamento influenciam os processos de interface que ocorrem. Para o melhor entendimento recomenda-se a leitura de SCHMITT (2006), NESIC (2003), ROSLI (2015).

4.3.5. Corrosão em dutos com anular alagado

A corrosão em dutos flexíveis operando na condição de anular alagado é considerada como o fator crítico dentre os mecanismos de degradação devido à ação do meio (ERIKSEN, 2014).

ERIKSEN (2014) apresenta que somente a partir dos anos dois mil os fabricantes de dutos flexíveis deram início a campanhas extensivas de testes para a investigação dos mecanismos de degradação devido à corrosão de dutos operando na condição de anular alagado. Relata ainda que os modelos de cálculo de corrosão baseados na norma NORSOK M-506 não representam a realidade para a região anular, muito devido ao grau de confinamento apresentado anteriormente. Este efeito de confinamento, aliado a consequente saturação da solução com íons de ferro (Fe^{2+}), que quando combinados com condições de pH elevado (próximo de 6 pontos), tende a formar filmes protetores de produto de corrosão densos e estáveis. Como conclusão compila o resultado de vários autores e apresenta taxas médias de corrosão na condição de anular alagado com presença de CO_2 da ordem de $0,15 \mu m/ano$, o qual considera muito otimista, pois testes em escala real reportam taxas de 5 a $15 \mu m/ano$ e corrosão localizada (pites) de até $100 \mu m$. Já experiências com dutos retirados de campos reportam corrosão localizada (pites) entre 50 e $200 \mu m$. A norma ASTM G46-94 (2013) traz referências das principais geometrias de pits.

ROPITAL (2000) realizou testes de corrosão variando a razão de confinamento (V/A) de 0,25 a $100 ml/cm^2$ (como referência o valor médio real é de $0,03 ml/cm^2$). Os testes tiveram duração de 500 a 3000 horas com CO_2 . A taxa de corrosão generalizada média obtida com a proporção de 0,25 foi de $5 \mu m/ano$ após 813 horas. O monitoramento durante o teste mostrou que o pH e o teor de ferro dissolvido aumentaram muito em relação aos níveis previstos por modelos de corrosão, sendo obtido um pH 6.2 (pelo modelo 5,2) e um teor de ferro de 600 ppm (pelo modelo 100 ppm). O alto teor de ferro é referido como supersaturação pelo autor. Filmes finos

protetores de produtos de corrosão de FeCO_3 (siderita) foram encontrados nas superfícies de amostras testadas com menores valores de razão de confinamento.

REMITA (2003) propõe um modelo para a determinação da corrosão em ambiente salino na presença de CO_2 . Em seu estudo, determina o pH e a condição de supersaturação de íons de ferro em função do grau de confinamento e de um fator “ θ ” (teta), o qual correlaciona a fração de superfície protegida da corrosão pelo óleo utilizado na fabricação dos dutos e/ou filmes protetores de produtos de corrosão. A Figura 19 apresenta estes resultados para condições de pressão parcial de CO_2 de 1 bar.

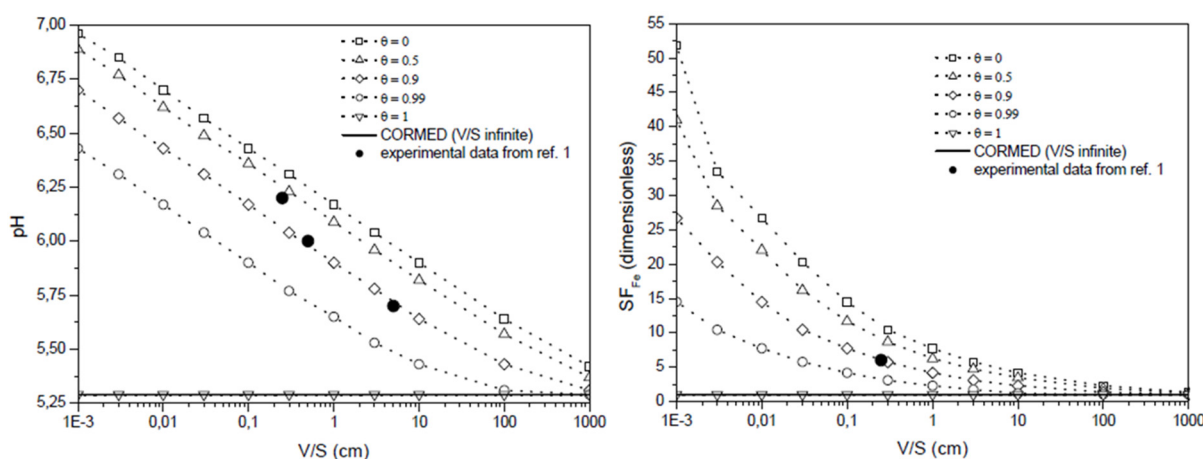


Figura 19 – Resultados obtidos por REMITA (2003) para pH e SF_{Fe} para diferentes relações de V/A (Fonte: REMITA, 2003).

DUGSTAD (2015) estuda a desestabilização dos filmes de corrosão reportados por ERIKSEN (2014) devido ao ingresso de O_2 na região anular e consequente reação com o FeCO_3 formando óxidos. Em seu trabalho, reporta taxas de corrosão generalizada da ordem de 0,01 $\mu\text{m}/\text{ano}$ em condições de trabalho doce. Quando adicionado O_2 , reporta aumento nas taxas de corrosão de até 100 $\mu\text{m}/\text{ano}$ e aparecimento de ataque localizado (pites). A concentração média de oxigênio dissolvido na água do mar é de 8 ppm.

4.3.1. Fadiga em dutos flexíveis

A condição de operação de anular alagado combinada com carregamentos dinâmicos tende a ser severa para dutos flexíveis. Tal condição pode levar a

consequências graves, como a corrosão-fadiga das armaduras de tração, que podem ter a vida em fadiga reduzida em até 10 vezes (JOEL, 2009; BARNES, 2014).

Durante a utilização em campo, os dutos flexíveis estão expostos a carregamentos que na maioria das vezes apresentam diferentes frequências e principalmente diferentes amplitudes de tensão, sendo a carga média praticamente constante (peso da estrutura e esforços de tampo (*end-cap*)). Porém, os testes de laboratório para a construção das curvas S-N, ou curvas de Wöhler, média e de projeto são realizados sob regime de carga com frequência e amplitude constantes. Logo, se faz necessária a correção da influência da tensão média através do diagrama de Haigh (desenvolvido pelo escocês Bernard High) com a utilização de um dos modelos disponíveis. Tais modelos visam correlacionar a amplitude de tensão (ou de variação de tensão) com a tensão média aplicada (LEE, 2005).

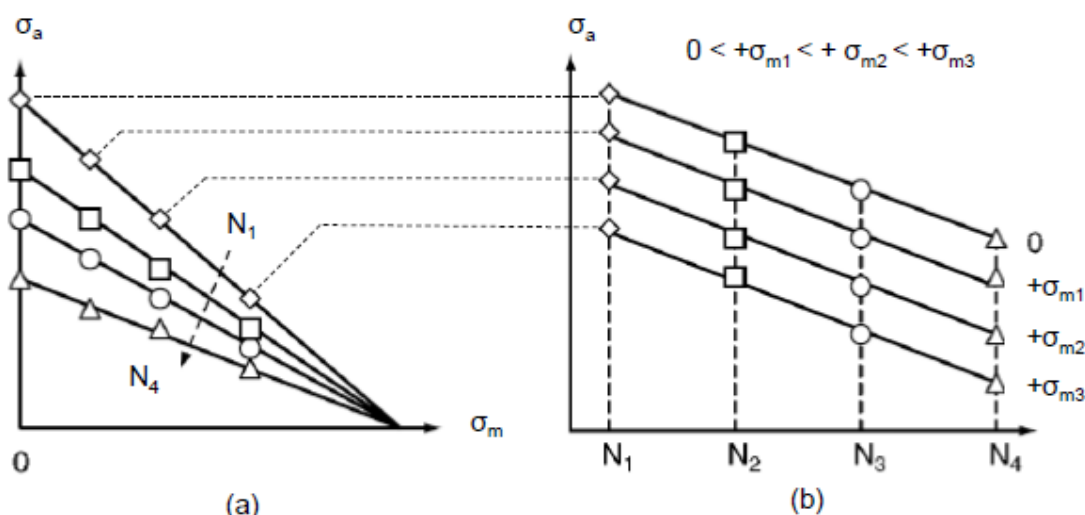


Figura 20 – Avaliação da tensão média versus a tensão alternada (a) e curvas S-N para diferentes tensões médias (b) (Fonte: LEE, 2005).

Dentre os principais modelos disponíveis os propostos por Gerber (1874), Goodman (1899) e Sodeberg (1930), sendo o modelo proposto por Gerber o mais aceito para o ajuste de dados de testes experimentais (LEE, 2005).

Para o cálculo de vida em fadiga de dutos flexíveis, a norma ISO 13628-2 (2006) determina a utilização da regra de Miner para casos onde alguma tensão alternada ultrapasse o limite de resistência a fadiga do material. A regra de Miner

considera a soma simples dos danos parciais independentemente da ordem de aplicação dos carregamentos para a determinação do dano acumulado de fadiga.

BERGE (1995) avaliou o comportamento em fadiga em flexão de dois dutos de 4" na condição ao Ar. Em seu estudo, reporta que a principal causa de falha das armaduras de tração estava associada à fadiga na região de dobramento das armaduras nos conectores e por fadiga de atrito (*fretting fatigue*) no corpo tubular, tanto entre camadas quanto lateralmente entre os fios que compõem cada camada. Construções mais recentes adotaram camadas antiatrito intermediárias a fim de mitigar o modo de falha por fadiga de atrito.

KRISHNAN (2014) avalia o efeito da frequência na taxa de crescimento de trincas em testes de corrosão-fadiga. Como conclusão define que a frequência de teste deve ser considerada na elaboração de um programa de testes em corrosão fadiga. A partir dos resultados de sua pesquisa, conclui que a taxa de crescimento de trinca aumenta com a diminuição da frequência de testes. Frequências de teste abaixo de 2 Hz apresentaram resultados razoáveis. A partir de 3 Hz podem ser notados efeitos significativos.

CARNEVAL (2006) realizou um estudo sobre inspeção de dutos flexíveis no qual aborda em um de seus capítulos a fadiga das armaduras de tração e a corrosão nestas. Relata ainda falhas de campo por mecanismos associados de corrosão e de fadiga em conectores. Nestes descreve como região crítica a entrada do conector.

CAMPELLO (2014) propôs e testou uma nova geometria de terminação (conector) para dutos flexíveis que quando entrar em operação promete reduzir significativamente as falhas apresentadas por CARNEVAL (2006). Em seu estudo compara a nova configuração proposta com geometrias atualmente utilizadas pelos três maiores fabricantes. Como conclusão reporta um fator de intensificação de tensão no novo modelo de conector de apenas 130%.

SHEN (2008) apresenta uma construção de um modelo para a análise de fadiga em conectores de risers flexíveis baseado em modelos numéricos e ensaios em escala média. Para tal, realiza a caracterização dos materiais envolvidos, basicamente o fio da armadura de tração e a resina epóxi, e constrói os modelos baseados nas propriedades levantadas nos ensaios. A validação é conduzida comparando os

resultados obtidos com os dados de ensaios estáticos em escala média (caixas de tração). Como conclusão, apresenta a boa correlação dos modelos com os testes e considera a metodologia validada para a utilização. Quando aplicado, seu modelo resultou em valores, entre 30 e 40%, superiores ao esperado.

BORGES (2015) propõe uma metodologia baseada na correlação de modelos numéricos e ensaios dinâmicos de fadiga em escala média para a construção de curvas S-N ou E-N numéricas. Em seu estudo desenvolve a metodologia e a valida através da construção de uma curva E-N completa em escala média. Na condição testada para um conector de duto flexível de 6" com armadura conformada com raio de 30 mm, obtém um fator de concentração de tensões de 7 (K_t).

NUGTEREN (2015) estuda o conservadorismo no projeto orientado a fadiga de dutos flexíveis e desenvolve um modelo para a determinação da influência de determinados parâmetros na tensão local das armaduras de tração. Como caso de estudo, selecionou um duto de 6". Como conclusões, apresenta a influência da pressão interna na resposta de tensão nas armaduras, isto é, a condição pressurizada (alta pressão, ou seja, 100% da pressão de projeto) reduz localmente as tensões com fatores de 0,88 para carregamentos de flexão e da ordem de 0,53 para carregamentos de tração.

SOUZA (2012) apresenta resultados de modelos numéricos para a análise global de dutos flexíveis. Como caso de estudo, seleciona a condição construtiva de um duto de 6". Em suas análises, varia o número de fios na armadura de tração, a condição do anular (seco ou alagado) e o efeito da alteração da tensão média. Como o autor não reporta a condição de anular utilizada na análise, esta não será utilizada como referência para esta tese. Quanto à tensão média quando considerada através da correção pelo modelo de Goodman melhorou o desempenho em fadiga em 300%.

MUNOZ (2016) faz uma correlação numérica-experimental da resposta axial-torcional de um duto flexível de 4". Seu estudo, validado com ensaios em escala real contribui para a obtenção de fatores intrínsecos de difícil determinação em ensaios de pequena escala como, por exemplo, o coeficiente de atrito entre as diferentes camadas do duto. Como conclusões, apresenta que as melhores correlações numérico-experimentais foram obtidas com a utilização de coeficientes de atrito de 0,1 entre todas as camadas do duto. Ainda gera uma contribuição importante

estabelecendo parâmetros de correlação de extensão e torção, sendo estes 3% para a condição de extremidades com giro livre e 12,5% para a condição com giro restrito.

BERGE (2017) em seu *Handbook* apresenta a construção de um modelo numérico para a determinação da intensificação em fios adjacentes no caso de ruptura de fios da armadura interna de tração. Em seu modelo, considera um duto para aplicação dinâmica de 6" e estuda um caso base intacto e a ruptura de 2, 4 e 6 fios adjacentes. Como resultados, determina fatores de concentração de tensões para os fios adjacentes da armadura interna e de pressão apresentados na Tabela 2.

Tabela 2 – Resumo dos fatores de intensificação de tensão devido à ruptura de fios adjacentes da armadura de tração interna (Fonte: 4SUBSEA, 2017).

Nro de Fios Rompidos	Resposta na Camada	Estático	Dinâmico
2	Tração Interna	1,15	1,12
	Pressão	1,05	N.A.
4	Tração Interna	1,29	1,18
	Pressão	1,10	N.A.
6	Tração Interna	1,43	1,20
	Pressão	1,13	N.A.

4.3.2. Ensaios em dutos com anular alagado

Visando a construção da metodologia de teste e determinação das envoltórias de condições a serem utilizadas, esta seção apresenta trabalhos relativos à avaliação em escala real de dutos flexíveis com anular alagado. Os dados aqui apresentados também serão utilizados como fonte de comparação nas discussões desta tese.

DÉSAMAIS (2003) descreve a execução de um teste de fadiga em flexão em escala real de um duto flexível de 6" na condição de anular alagado realizado entre 1999 e 2003. O núcleo da amostra foi aquecido a 130 °C e pressurizado a 286 bar, com uma mistura composta de 33% de petróleo cru (*crude oil*), 33% de água e 34% de gás sendo este 95% CH₄, 4,5% CO₂ e 0,5% H₂S. O teste teve duração de 49 meses. A condição do núcleo foi variada em algumas etapas do teste, mas a condição apresentada foi utilizada majoritariamente. Como resultados, o autor reporta pressões parciais de CO₂ no anular entre 0,1 -0,7 bar para as condições de núcleo acima apresentadas, o pH medido nestas etapas foi de 5,5 a 6,7. Na avaliação pós-teste,

são reportadas taxas de corrosão de 5 a 15 $\mu\text{m}/\text{ano}$, as quais são comparadas com taxas obtidas em ensaios em escala reduzida de 9 a 19 $\mu\text{m}/\text{ano}$ para a condição de 1 bara de CO_2 , 25 $\mu\text{m}/\text{ano}$ para a condição de 0,9 bara de CO_2 e 0,1 bara de H_2S e 30 $\mu\text{m}/\text{ano}$ para a condição de 0,86 bara de CO_2 e 0,1 bara de H_2S . A análise metalográfica dos fios evidenciou ainda corrosão localizada (pites) com profundidade entre 79 e 100 μm . Estes foram localizados em regiões de corrosão preferencial identificada nos espaços vazios entre as fitas antiatrito. Tal região também foi a preferencial para a iniciação de todas as 20 rupturas de fios da armadura de tração. Como conclusão final, reporta grande conservadorismo das metodologias de projeto até então adotadas e as correlaciona diretamente com o alto grau de confinamento do espaço anular e a saturação da solução com íons de Fe^{2+} .

LEIRA (2015) realizou uma série de avaliações em um duto retirado de campo para estabelecer uma metodologia qualificada de extensão de vida de risers flexíveis. Em suas análises, utiliza um duto flexível de 6" para serviço doce com pressão de projeto de 420 bar e armaduras de tração com resistência mecânica de 1.400 MPa. Ainda considera a condição de anular alagado devido a um dano na capa externa, porém evidencia que não tem informações exatas de quando o dano ocorreu. Como resultados principais, reporta corrosão localizada (pites) entre 100 μm e 200 μm e reporta não haver redução significativa da seção do fio (pouca ou nenhuma corrosão generalizada). Ainda evidencia que os pits são decorrentes de processos corrosivos devidos ao CO_2 em condição desaerada (sem presença de O_2). Durante os testes de fadiga, os quais foram realizados ao ar, reporta uma redução de vida em fadiga de 30% a 40% e a correlaciona com os resultados de BERGE (2014), indicando que a redução se deve ao fator de intensificação de tensões devido a geometria do pite.

JACQUES (2010) apresenta o monitoramento de um teste dinâmico tração-tração em escala real de um duto flexível de 6" por técnicas não destrutivas. O autor reporta a utilização de técnicas de emissão acústica e monitoramento de deformações com fibras óticas (redes de Bragg) para o monitoramento de rupturas das armaduras de tração. O autor reporta uma intensificação de tensão (aumento do fator de utilização (F_u)) nos fios adjacentes de acordo com o número de rupturas em função do tempo. A Figura 21 apresenta as leituras de deformação reportadas pelo autor. Pelo reportado, podem ser estimados fatores de aproximadamente 110% para a primeira ruptura de fio adjacente e de até 150% para 9 rupturas de fios adjacentes.

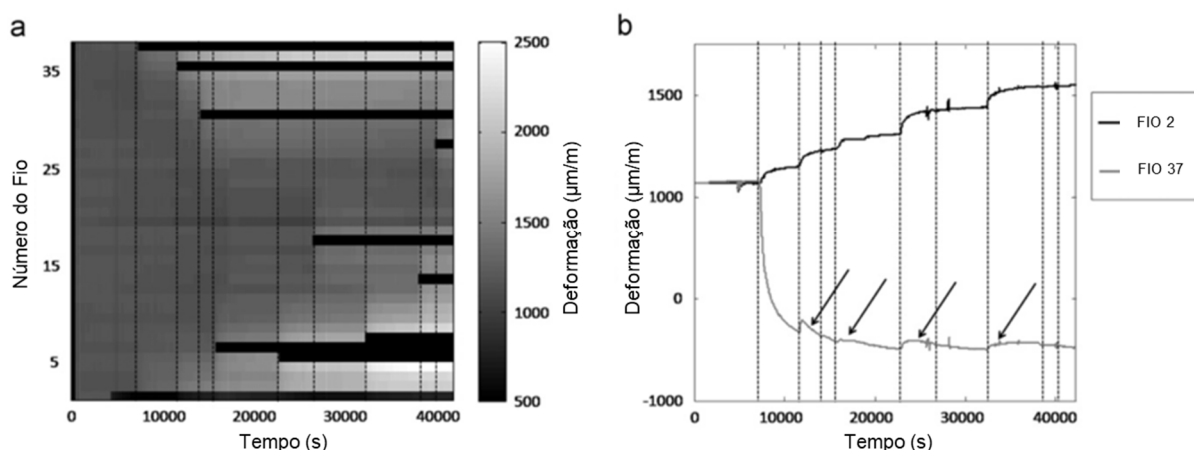


Figura 21 – Intensificação de deformação devido à ruptura de fios adjacentes: (a) Valores médios das leituras de deformação cíclica da fibra ótica para todos os 38 fios do duto flexível e (b) valor médio da leitura de deformação da fibra ótica cíclica para os fios 2 e 37 (Fonte: JACQUES, 2010).

4.3.3. Experiências de campo com dutos com anular alagado

ROQUES (2010) apresenta um resultado de teste de anular de campo onde reporta o monitoramento da condição de volume, pressão e temperatura do anular de quatro *risers* na costa oeste da África em 2009. Os dutos monitorados eram de 6", 8" e 15" com aproximadamente 1.000 m de comprimento e instalados em uma lamina d'água de 700 m. Como resultado, apresenta as funcionalidades do sistema e reporta pressões no anular para os quatro *risers* monitorados de 1,592 bar a 24,9 °C, 1,294 bar a 24,1 °C, 1,013 bar sem leitura de temperatura e 1,015 bar também sem leitura de temperatura.

CHARLESWORTH (2011) apresenta a experiência operacional da British Petroleum (BP) do desempenho em fadiga de um *riser* flexível que operou com anular alagado em campo por aproximadamente 10 anos. Seu estudo foi baseado no decomissionamento e posterior dissecação e análise em laboratório de um duto de gás de alta pressão que operava em lâminas d'água entre 300 e 500 m. A metodologia utilizada foi baseada na inspeção visual, ensaios não destrutivos (US – Ultrassom e PM – Partículas Magnéticas), caracterização das armaduras metálicas e poliméricas e levantamento de curvas S-N para determinação do dano acumulado. Em suas conclusões, apresenta a corrosão preferencial nos intervalos das camadas antiatrito identificada nas armaduras de tração e da corrosão por pites da ordem de 100 μm de profundidade nas armaduras de pressão, conforme ilustrado na Figura 22.

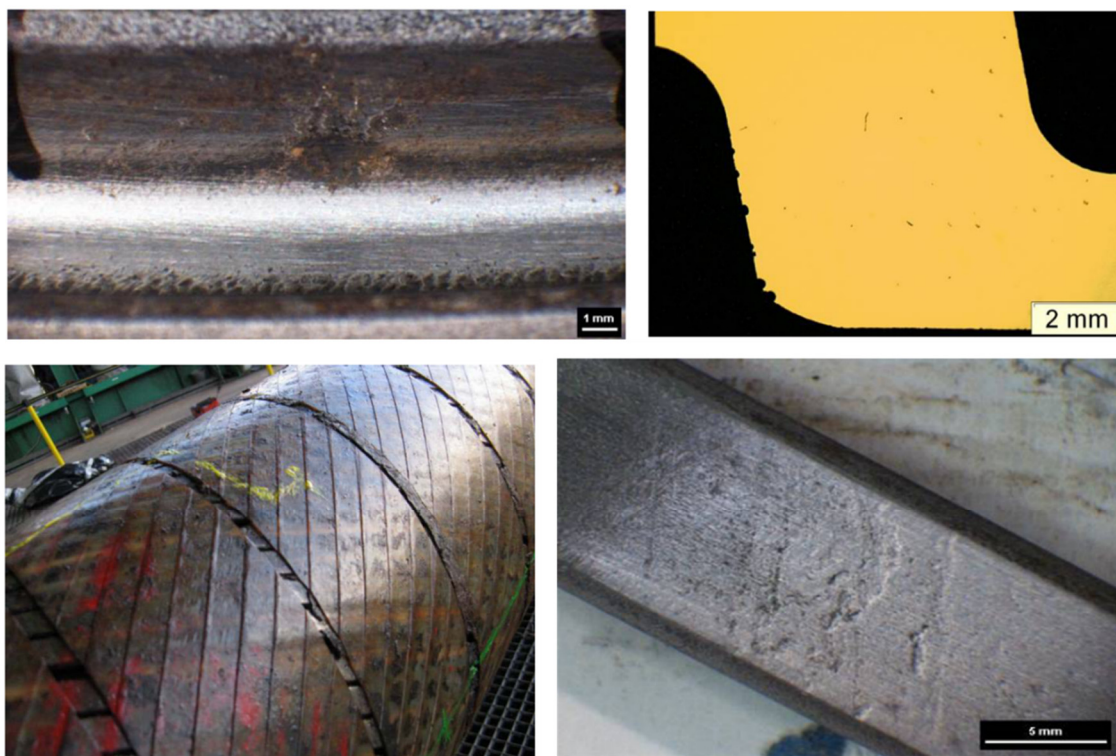


Figura 22 – Corrosão preferencial nos intervalos das camadas antiatrito identificada nas armaduras de tração e da corrosão por pites da 100 μm nas armaduras de pressão (Fonte: adaptado de CHARLESWORTH, 2011).

As curvas de fadiga levantadas em meio corrosivo não apresentaram diferenças significativas quando comparadas as curvas das armaduras novas. O autor, ainda, destaca a importância deste tipo de análise para o fechamento da metodologia de gerenciamento da integridade.

A 4SUBSEA (2013) apresenta um relato sobre as experiências recentes de campo na operação de dutos de camadas não aderentes. Diserta sobre a mudança de paradigma na metodologia de cálculo de fadiga, anteriormente baseada unicamente em curvas S-N, evidenciando a importância da falha por fadiga em dutos com anular alagado, a qual relata um aumento significativo de ocorrências em campo nos últimos 10 a 15 anos. Neste sentido, destaca que, dos mecanismos de falha mapeados no estudo a corrosão nas armaduras de tração é o que gera as falhas de campo mais graves. Sua contagem apresenta pelo menos 4 falhas com vazamento, 3 falhas graves com quase perda de contenção em *risers* e 8 falhas de *flowlines*, todos devido a mecanismos de corrosão ligados a condição de anular alagado.

NEGREIROS (2016) realizou uma avaliação da vida remanescente de um duto retirado de campo que operou com anular alagado devido à uma falha na capa externa, utilizando-se da comparação entre curvas S-N ao ar obtidas de armaduras de tração retiradas da região do dano na capa, de uma região afastada 5 m do dano e de fios novos. O autor identificou que a corrosão na região do dano era da ordem de 30% superior quando comparada com a região afastada, através da comparação das medidas de rugosidade superficial. Mesmo assim, os desempenhos em fadiga das amostras retiradas de ambas as regiões tiveram desempenho equivalente, porém, muito inferiores aos fios íntegros de referência. Este pode ser explicado pois mesmo que o grau de corrosão das armaduras, medidos através da rugosidade superficial seja diferente, os pites encontrados em ambas regiões tinham a mesma ordem de grandeza. A Tabela 3 apresenta os resultados dos fatores de redução de vida em fadiga (FRT) obtidos pelo autor.

Tabela 3 – Resumo das análises e dos efeitos observados por NEGREIROS (2016).

ANÁLISE	EFEITO
Dano x Afastado – Fadiga ao ar	Desempenho similar
Fio corroído x Novo – Fadiga ao ar	$K_f = 1,55$
Fadiga ao Ar x Corrosão-Fadiga (aerado)	O efeito do meio é mais pronunciado em fios novos
Fio corroído x Novo – Corrosão-Fadiga (aerado)	$FRT = 1,32$
Fio corroído x Novo	O efeito da pré-corrosão é mais pronunciado na fadiga ao ar do que na corrosão-fadiga em meio aerado
Fio corroídos – Aerado x Desaerado	$FRT = 1,15$
Fadiga ao Ar (Fio novo) x Corrosão-Fadiga – Aerado (fio corroído)	$FRT = 1,95$
Fadiga ao ar (fio novo) x Corrosão-fadiga – Desaerado (fio corroído)	$FRT = 1,70$

4.3.4. Inspeção e monitoramento da barreira de vedação externa

SIMONSEN (2014) avalia diferentes técnicas para inspecionar dutos flexíveis, inclusive para detecção de ruptura da capa externa. O autor considera uma inspeção como sendo um evento com restrições de tempo, planejado e com um começo e um

fim. A seguir, são listadas as técnicas convencionais usadas hoje, bem como novas técnicas que estão em desenvolvimento para a detecção do alagamento do anular, corrosão e ruptura de camadas:

- Técnicas convencionais de inspeção:
 - Inspeção visual por mergulhador ou ROV;
 - Teste de pressão do anular;
 - Detecção de vazamento a laser;
 - Teste de cupom.
- Novas técnicas de inspeção:
 - Radiografia;
 - Ultrassom;
 - Integração de fibras óticas;
 - Correntes parasitas (*eddy current*);
 - Métodos magnético para análise de tensões.

Como conclusões, apresenta que para a detecção de rupturas na barreira de vedação externa a técnica mais indicada é a integração de fibras óticas, permitido assim a detecção imediata e a determinação exata da localização, através do monitoramento contínuo da estrutura. Como limitações, a técnica não é aplicável a dutos já instalados em campo e tem um custo elevado. Para dutos em operação, o autor sugere a injeção de nitrogênio e do teste de anular, aliados à inspeção visual ou teste de detecção de vazamento a laser, como melhor opção para a determinação do momento de alagamento do anular e tomada de decisão sobre reparar ou não o dano.

O contínuo desenvolvimento de técnicas de inspeção e o aprimoramento das atualmente utilizadas permite um melhor entendimento dos mecanismos de degradação dos dutos em operação, bem como o reparo ou substituição antes de uma falha catastrófica. A correta determinação do momento de falha da vedação do anular e, conseqüente ingresso de água, é o fator chave no cálculo da vida remanescente do duto (SIMONSEN, 2014).

5. MATERIAIS E MÉTODOS

A metodologia adotada nesta tese para determinar a redução de vida em fadiga de armaduras de tração de dutos flexíveis operando com anular alagado na presença de CO₂ é composta por ensaios mecânicos, metalúrgicos e análises numéricas. Os experimentos, modelos numéricos e análises realizadas foram divididos dentro de cinco etapas principais, a estrutura da metodologia está apresentada na forma de fluxograma na Figura 23. A seguir são descritas as etapas apresentadas no fluxograma.

A primeira etapa foi destinada a caracterização dos materiais bem como sua interação. Do ponto de vista experimental, foram realizados ensaios de caracterização dos diferentes materiais envolvidos, com o objetivo de serem determinadas as propriedades necessárias para a construção dos modelos numéricos e também a fim de serem verificadas descontinuidades ou defeitos, os quais, pudessem reduzir a vida em fadiga do duto flexível.

A segunda etapa consistiu na realização de ensaios em meio corrosivo, ensaios de fadiga em dispositivos que simulam o comportamento mecânico dos conectores e o desenvolvimento de modelos numéricos. Foram realizados nesta etapa ensaios de fadiga ao ar e em diferentes meios agressivos para a construção de curvas de fadiga (S-N) dos materiais e ensaios de fadiga em escala média ao ar com o objetivo de construir duas curvas de fadiga (S-N) para os conectores. Em complemento a estes, foram desenvolvidos modelos numéricos que permitem a avaliação local da distribuição de tensões e sua intensificação devido a concentradores de tensão determinados. As duas técnicas propostas, em conjunto, possibilitam uma avaliação criteriosa da influência de diferentes fatores na redução de vida em campo destas estruturas. A terceira etapa foi dedicada a validação dos modelos numéricos e comparação destes com os resultados dos ensaios experimentais realizados.

A quarta etapa, consistiu na execução de um teste em escala real com anular alagado com água do mar sintética desaerada e saturada com CO₂, sob condições definidas com base na conjunção de dados da literatura e dos resultados obtidos na etapa quatro. Por fim, a quinta e última etapa, foi dedicada a correlação entre os fatores de redução de vida em fadiga (FRVFs) determinados nas etapas um a três com o resultado do teste de validação executado na etapa quatro para a proposição

de uma metodologia de análise de vida em fadiga de dutos flexíveis operando na condição de anular alagado.

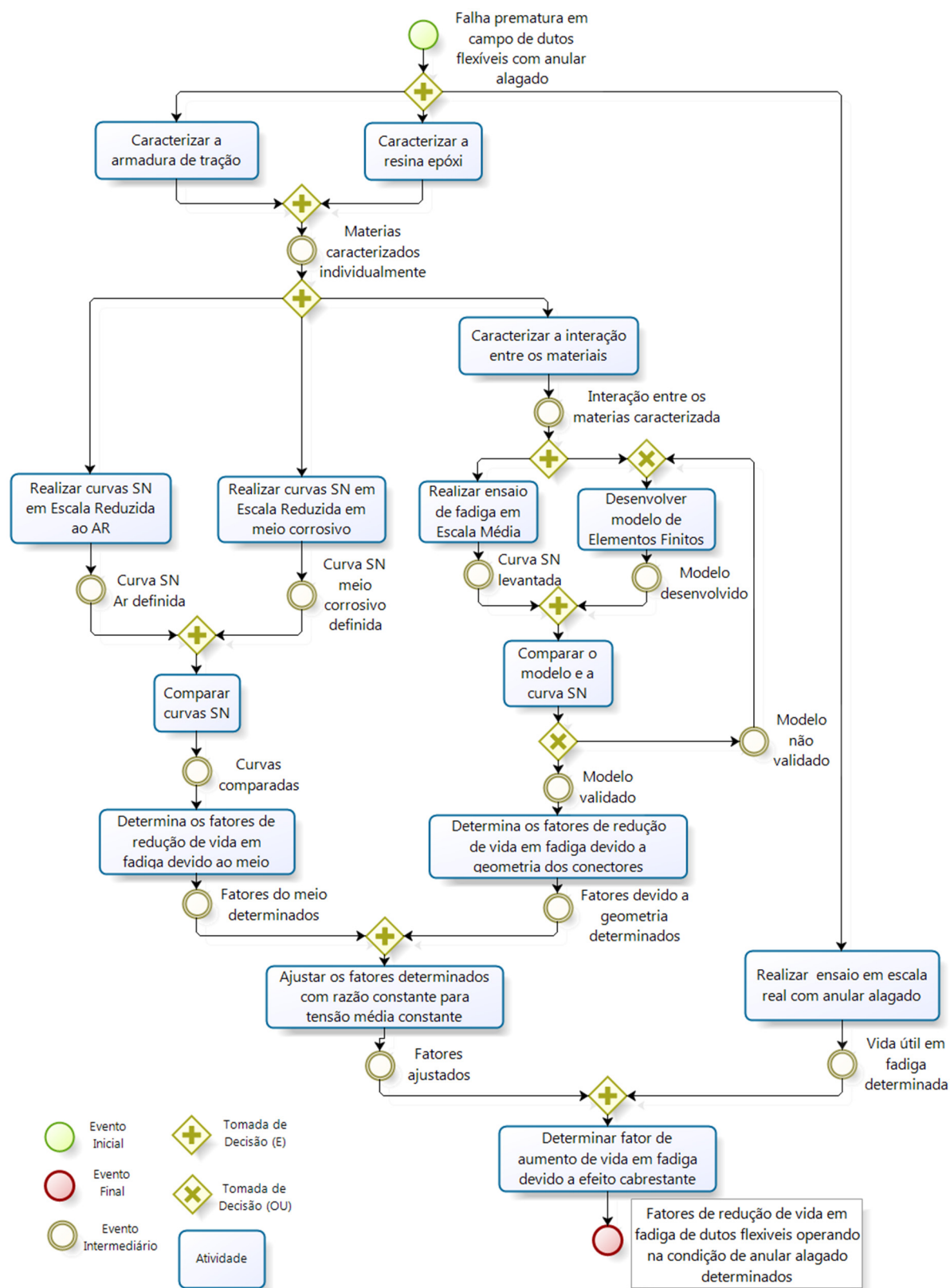


Figura 23 – Fluxograma da estrutura da tese.

5.1. Caracterização dos materiais

Com o objetivo de determinar as propriedades dos materiais utilizados na fabricação de dutos flexíveis e seu desempenho ao ar e frente a meios agressivos, foi definido um programa de teste baseado em ensaios mecânicos de tração, compressão e cisalhamento, em ensaios de mecânica da fratura (tenacidade à fratura) e em ensaios de fadiga ao ar e em meio corrosivo. Além deste foram planejados ensaios para determinação de propriedades inerentes do processamento do material como rugosidade superficial e tensões residuais.

5.1.1. Armadura de tração

A determinação do comportamento mecânico e propriedades metalúrgicas das armaduras de tração foi realizada visando a determinação dos carregamentos nos ensaios de fadiga e para a construção dos modelos numéricos, sendo também vital para o entendimento dos resultados. Para a caracterização dos fios da armadura de tração, foram utilizadas amostras helicoidais (retiradas de dutos) e planas (retiradas diretamente da bobina) de materiais de aplicação doce (*sweet service*), com seção transversal de 15x5 mm.

5.1.1.1. Ensaios de tração

Os ensaios de tração foram realizados em vista da necessidade de se ter curvas tensão x deformação corretas e completas. Tais curvas são a principal entrada nos modelos de elementos finitos para se alcançar uma boa correlação com os ensaios em escala média e real. Obter tais curvas também foi considerado passo inicial para a construção das curvas S-N e determinação dos blocos de carregamento nos ensaios de fadiga em escala média e real.

No caso das amostras conformadas em helicóide, foram cortadas seções com comprimento de 75 mm para uma melhor fixação dos corpos de prova na máquina de ensaios. Já para as amostras planas (não helicoidais, ou seja, retirada diretamente da bobina) foi necessária a usinagem das amostras, seguindo a Norma ASTM E8M, garantindo um melhor encaixe com a máquina através da fabricação de corpos de prova com 50 mm de comprimento livre, conforme Figura 24.

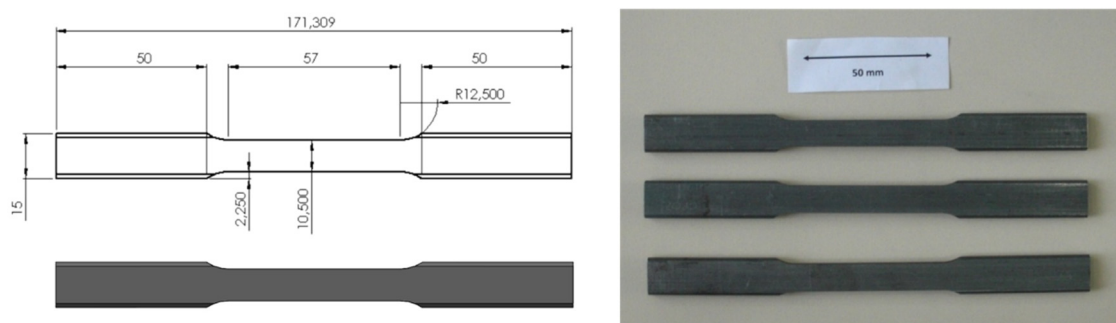


Figura 24 – Amostras produzidas com fios planos (Fonte: o Autor).

Os ensaios foram realizados em uma máquina eletromecânica marca Instron, modelo 5585H, com capacidade de carga de 250 kN. Foi utilizada uma taxa de carregamento de 2 mm/min. As amostras foram fixadas com auxílio de garras hidráulicas, conforme apresentado na Figura 25. A fim de medir o alongamento do corpo de prova, foi utilizado um *clip-gauge* marca Instron. O monitoramento da força foi realizado através de uma célula de carga de 220 kN, instalada sob o dispositivo de fixação. A sala foi climatizada a $22\text{ }^{\circ}\text{C} \pm 3\text{ }^{\circ}\text{C}$ com umidade relativa $\leq 60\% \pm 10\%$.

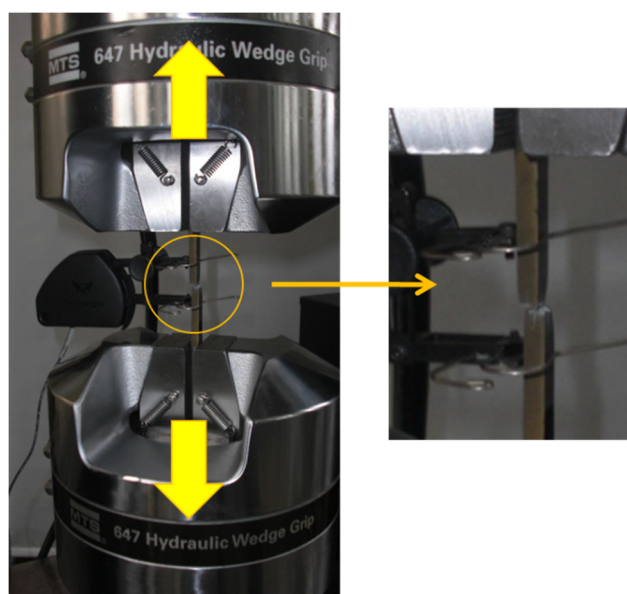


Figura 25 – Ensaio de tração das armaduras de tração (Fonte: o Autor).

A área transversal das amostras foi determinada através da utilização de uma máquina de medição por coordenadas 3D marca Zeiss, modelo Contura G2 com cabeçote Vast XT e software de CAD 3D Solidworks x64 2014. Os resultados são utilizados para a comparação entre materiais e como entrada nos modelos numéricos.

5.1.1.2. Caracterização metalúrgica

Esta seção apresenta a metodologia adotada para a determinação da composição química, microestrutura e microdureza das amostras das armaduras de tração, bem como as tensões residuais e rugosidade, conforme mostra a Figura 26.

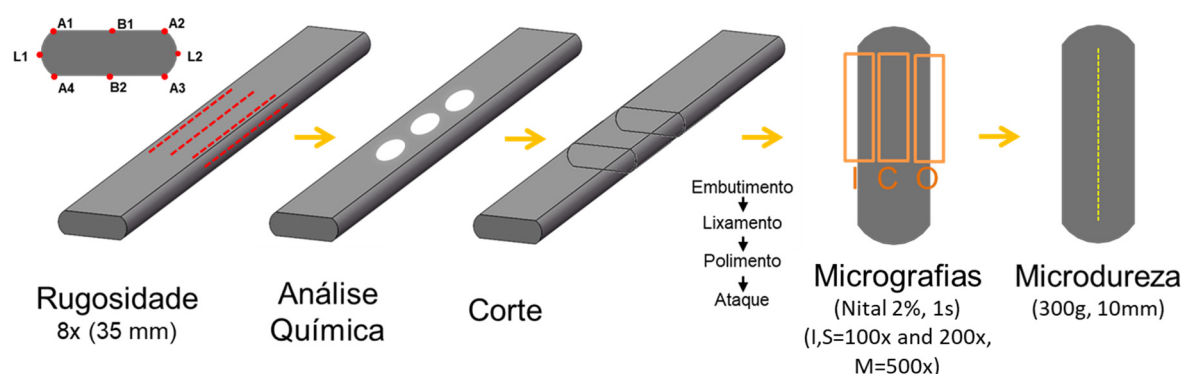


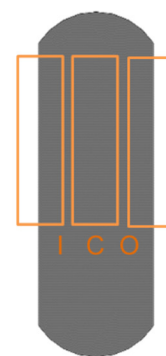
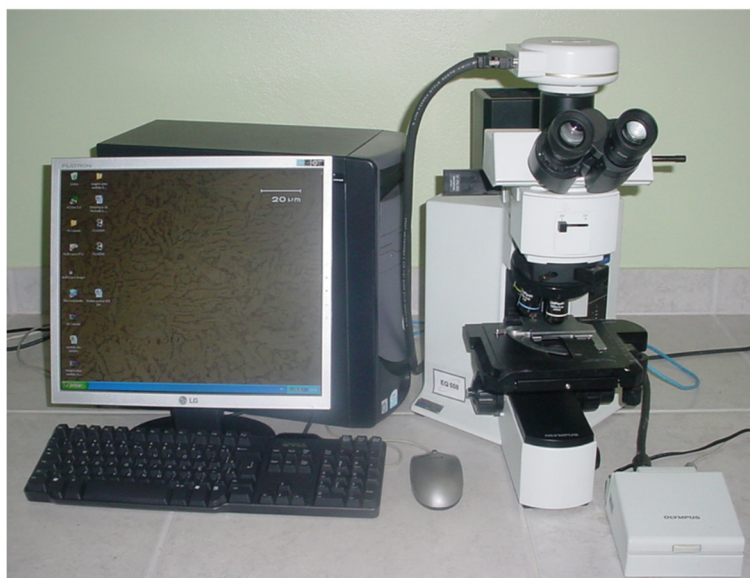
Figura 26 – Fluxograma das análises de caracterização (Fonte: o Autor).

Para a determinação da microestrutura, composição química e microdureza, foram retirados corpos de prova, nos sentidos transversal e longitudinal em relação à direção de trefilação. Os corpos de prova foram preparados baseados na Norma NBR 13284 (Preparação de corpos-de-prova para análise metalográfica).

5.1.1.2.1. Avaliação Microestrutural

Após a retirada das amostras, estas foram cortadas em uma máquina de corte marca Struers modelo Secotom-10 com disco abrasivo, sendo gerados dois corpos de prova, sendo um no sentido transversal e o outro no sentido longitudinal. As amostras foram embutidas em baquelite termofixa em uma embutidora da marca Struers modelo LaboPress-3. Após esta etapa, as amostras foram lixadas na sequência de lixas d'água com granulometrias de 120, 220, 320, 400, 600 e 1000, em uma politriz da marca Struers, modelo D-10, sendo em seguida, polidas com pasta de diamante de 4 μm e 1 μm na mesma máquina. A superfície polida foi atacada com reagente químico Nital 2% (2% de ácido nítrico P.A. diluído em álcool etílico), em uma capela para a revelação microestrutural.

A análise microestrutural foi realizada em um microscópio óptico da marca Olympus modelo BX60M (ver Figura 27) com uma câmera CCD da marca Olympus modelo DP12, de onde foram produzidas as micrografias.



Micrografias
(Nital 2%, 1s)
(I,S=100x and 200x,
M=500x)

Figura 27 – Microscópio óptico Olympus BX60M com câmera DP12 (Fonte: o Autor).

5.1.1.2.2. Microdureza

Os perfis de microdureza foram produzidos utilizando os mesmos corpos de prova da análise microestrutural no sentido transversal. Os ensaios de microdureza foram baseados na Norma NBR NM188-1 (Medição de dureza Vickers). Para os ensaios de microdureza, foi utilizado um microdurômetro da marca Struers modelo Duramin. Os perfis foram obtidos com carga de 200 gf e espaçamento de 0,2 mm entre cada endentação, percorrendo a espessura ao longo do corpo de prova. Após obter os resultados, foi calculada a média aritmética dos perfis, a qual foi apresentada de forma gráfica junto com o valor máximo e mínimo de dureza encontrado em cada ponto.

5.1.1.2.3. Análise química

As análises químicas foram realizadas em um espectrômetro de emissão ótica da marca Spectro modelo Spectrolab. As análises foram baseadas na Norma ASTM

E1009–95 (*“Standard Practice for Evaluating an Optical Emission Vacuum Spectrometer to Analyze Carbon and Low-Alloy Steel”*). Os resultados apresentados são a média de três análises em cada fio.

5.1.1.2.4. Rugosidade

Foram preparados corpos de prova de comprimento de 100 mm que foram empregados na avaliação de rugosidade máxima (R_{\max}), com um comprimento de medição de 25 mm e locais de avaliação conforme apresentado na Figura 28.

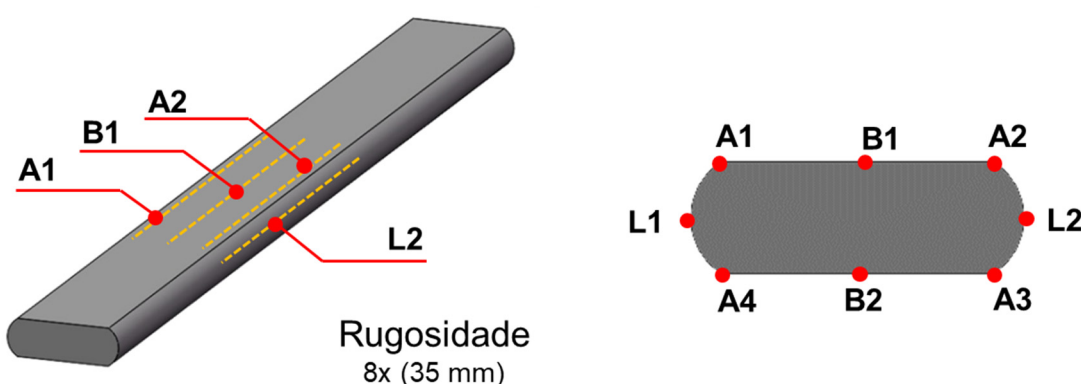


Figura 28 – Comprimento e posição das medições de rugosidade (Fonte: o Autor).

Para a análise de rugosidade foi usado um sistema de medição de textura de Superfície Surfcom 130A, fabricado por Tokyo Seimitsu Co. e distribuído pela Carl Zeiss Industrielle Messtechnik GMBH, Alemanha.

Os testes foram realizados de acordo com a Norma ABNT 6405, em uma sala com controle de temperatura e umidade, sendo a temperatura $22\text{ }^{\circ}\text{C} \pm 3\text{ }^{\circ}\text{C}$ e a umidade relativa $\leq 60\% \pm 10\%$.

Foram medidos 8 pontos por corpo de prova (2 nas faces planas maiores: B1 e B2; 2 nas faces planas laterais: L1 e L2; 4 nas arestas: A1, A2, A3 e A4). Ao todo, como resultado da avaliação de rugosidade em 3 corpos de prova, com 8 medições em cada, foram realizadas 24 medições.

5.1.1.3. Tensões residuais

O objetivo desta investigação foi determinar o sinal e a magnitude das tensões residuais, oriundas dos processos de fabricação do fio, nos dois lados de armaduras

de tração de dutos flexíveis. Com os resultados dessa avaliação pode-se definir a posição (configuração) mais adequada das amostras nos ensaios de fadiga, bem como, servir como entrada para o estado de tensões iniciais nos modelos de elementos finitos. Para tal, foram utilizadas duas técnicas de medição: o método do furo cego (*hole drilling method*) e a difração de raios X (DRX). A primeira permite medidas *in situ* e tem sensibilidade maior para o levantamento de perfis de tensão residual, tendo pouca representatividade em uma medição superficial. Já a segunda permite medições superficiais precisas, mas para produção de perfis depende de técnicas auxiliares como remoção eletrolítica de camada. As tensões residuais são calculadas a partir das deformações pelo método de Kockelman (SCHAWRZ,1993), ASTM E837:13A.

Para a avaliação das tensões residuais, amostras foram produzidas a partir de armaduras de segmentos de dutos de 6", denominadas amostras duto 2, duto 3 e duto 4. As amostras 3 e 4 foram subdivididas em 3.1, 3.2, 4.1 e 4.2. Cada amostra foi seccionada com aproximadamente 200 mm de comprimento. Em cada uma das 5 amostras foram usinados 2 furos de 0,96 mm de profundidade, um em cada lado da armadura (chamados lado externo e interno conforme a Figura 29), o que resultou em um total 10 pontos analisados pelo método do furo cego. O equipamento utilizado foi um sistema de *hole drilling* da marca Vishay modelo RS-200 e rosetas de 5,13 mm.

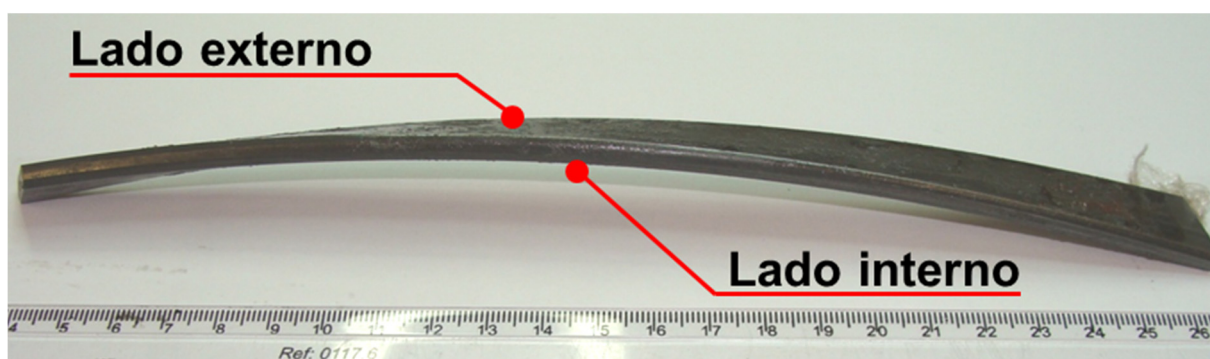


Figura 29 – Indicação de lado externo e lado interno das amostras em relação ao fio (Fonte: o Autor).

A fim de complementar os ensaios pelo método do furo cego, as tensões residuais também foram analisadas pelo método de difração de raios X (DRX). As medições pelo método de DRX (\sin^2 (PSI)) foram realizadas apenas na superfície de cada amostra. Consequentemente, os resultados são oriundos de valores pontuais

na superfície (5 μm , aproximadamente). O equipamento utilizado foi um difratômetro de raios X da marca GE modelo Seifert Charon XRD M – Research Edition.

5.1.1.4. Tenacidade à fratura

A determinação da tenacidade à fratura de um material é importante para o entendimento do comportamento e resistência do material frente a um defeito tipo trinca. Neste estudo em particular, tais resultados têm papel fundamental na discussão da vida em fadiga remanescente após a iniciação de um defeito tipo trinca a partir de um concentrador de tensão conhecido.

O procedimento adotado incluiu a usinagem das bordas arredondadas dos fios visando à obtenção de uma seção retangular. Corpos de prova do tipo SE(B) (*Single Edge Bend*) e SE(T) (*Single Edge Tension*) foram utilizados nos ensaios, cujas representações esquemáticas são apresentadas na Figura 30. Essas configurações de corpos de prova são sugeridas pela norma ASTM E1820/E1290 e pela recomendação DNV-RP-F108, respectivamente. A partir dos ensaios, foram determinados valores de CTOD e de Integral-J para ambas as configurações.

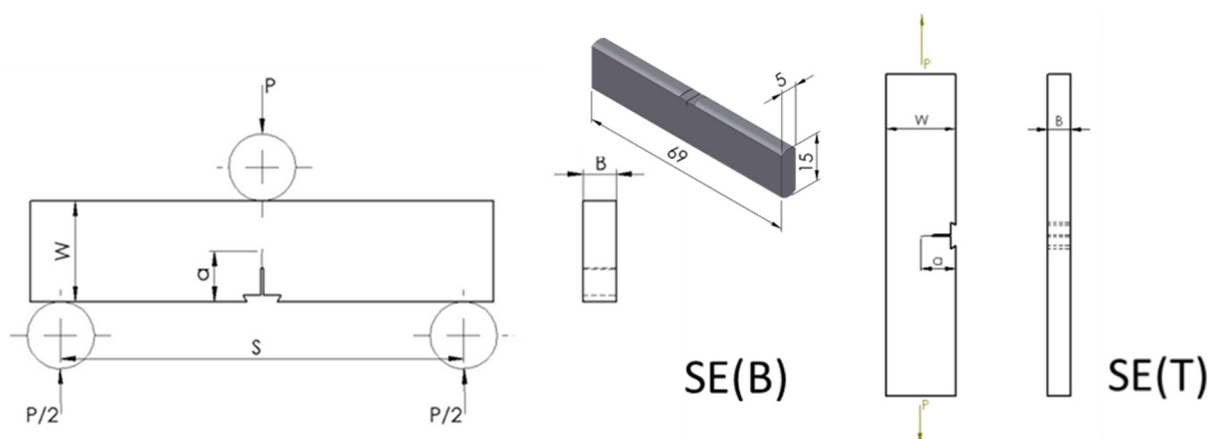


Figura 30 – Corpos de Prova do tipo SE(B) e SE(T) (Fonte: o Autor).

As pré-trincas de fadiga foram produzidas em flexão a três pontos em dispositivo com apoios laterais em ambos os tipos de configurações para se evitar a torção do fio durante esse procedimento. Foi utilizada uma máquina servo-hidráulica MTS 810, com capacidade de 100 kN, aplicando-se uma razão de carregamento (R) igual a 0,1 e frequência de 20 Hz à temperatura ambiente. Para a medida de abertura da trinca (CMOD) foi utilizado um *clip-gage* da marca MTS.

Na configuração SE(B), os corpos de prova são submetidos à flexão em três pontos, conforme apresentado na Figura 31 e na Figura 32. Na configuração SE(T), os ensaios são realizados submetendo os corpos de prova à tração através de uma máquina de ensaios convencional (ver Figura 33).

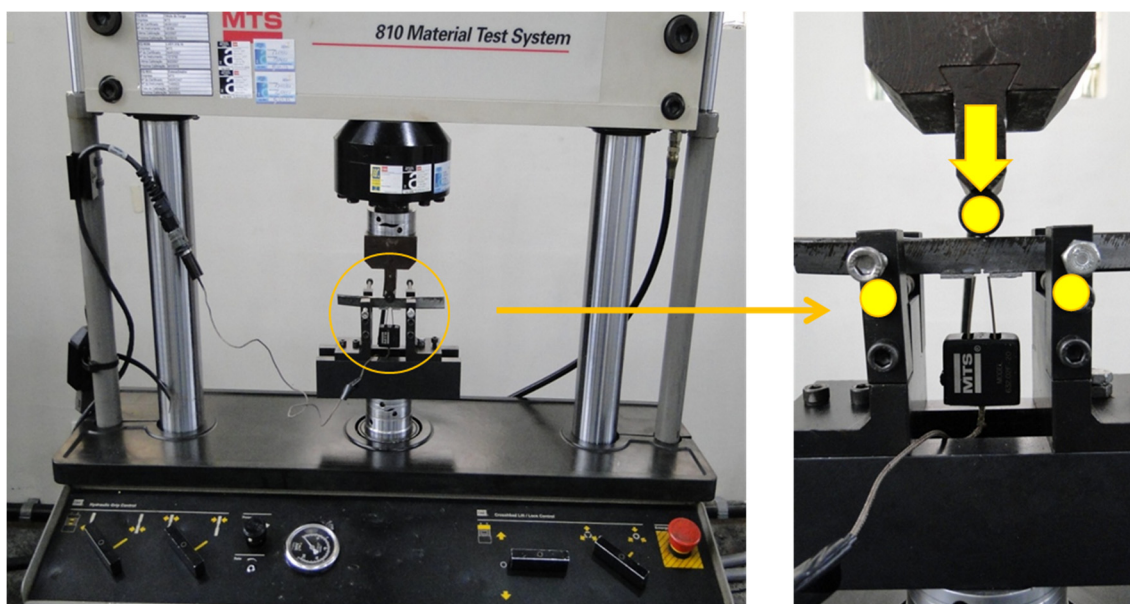


Figura 31 – Ensaio de tenacidade à fratura na configuração SE(B) em fios planos (Fonte: o Autor).

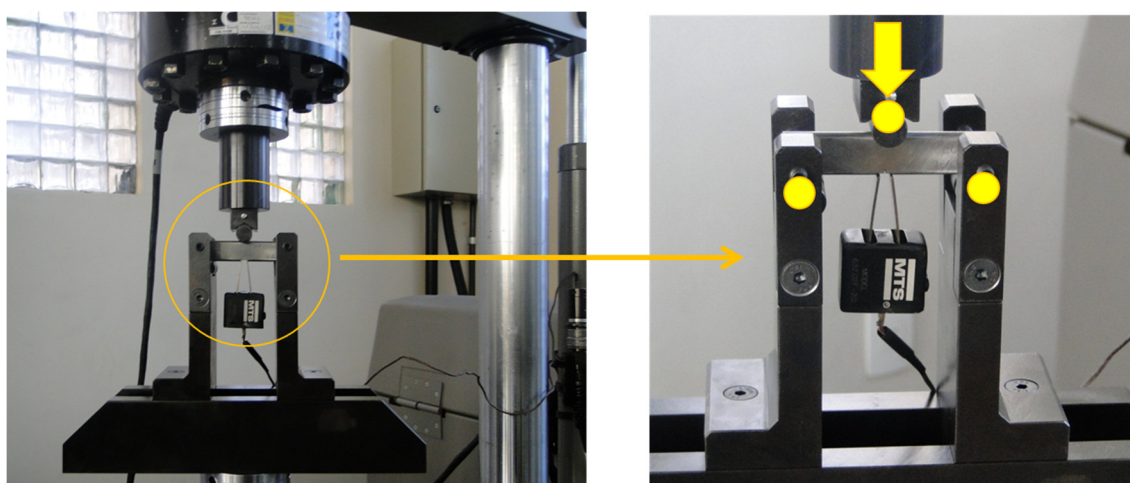


Figura 32 – Ensaio de tenacidade à fratura na configuração SE(B) em fio não helicoidal (Fonte: o Autor).

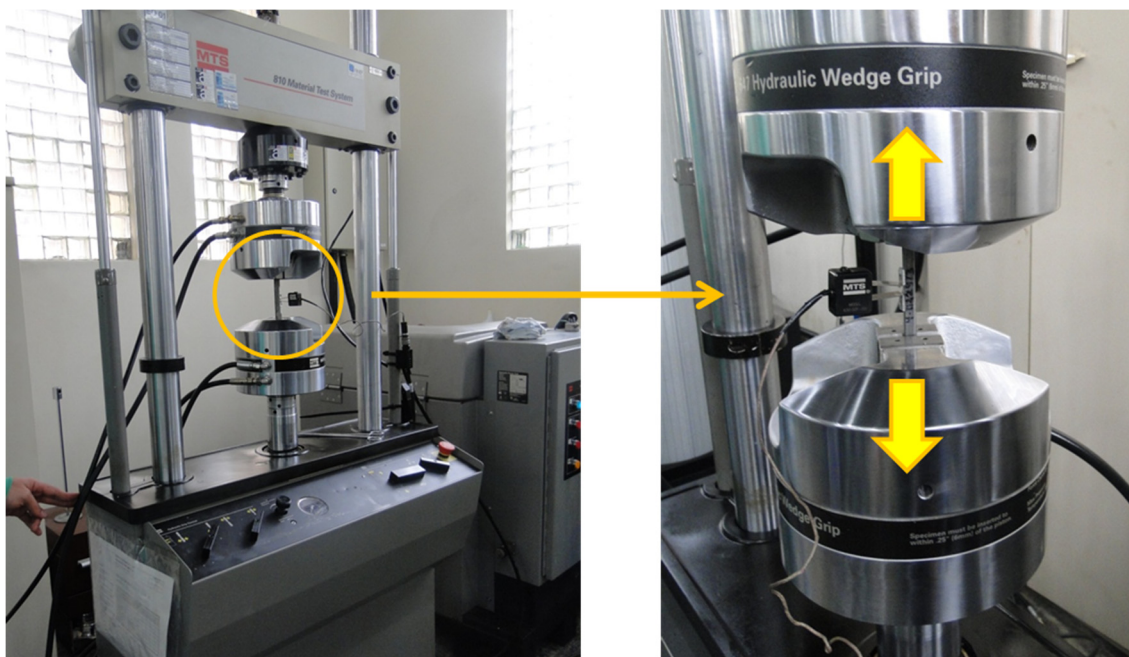


Figura 33 – Ensaio de tenacidade à fratura na configuração SE(T) em fio helicoidal (Fonte: o Autor).

A sala onde os ensaios foram realizados tem temperatura e umidade controlada, sendo a temperatura $22\text{ }^{\circ}\text{C} \pm 3\text{ }^{\circ}\text{C}$ e a umidade relativa $\leq 60\% \pm 10\%$.

Os resultados dos ensaios estão expressos como valores críticos de CTOD (δ_{uc}) e Integral-J (J_{uc}), calculados seguindo a norma ASTM E1820-11 através da abordagem da mecânica da fratura elasto-plástica. Essa nomenclatura é adotada pela norma ISO 12135, quando não é medida a quantidade de propagação estável de trinca. As equações utilizadas para os cálculos estão detalhadas no APÊNDICE A.

5.1.1.5. Curvas de fadiga (S-N)

A construção de curvas S-N do material de estudo, ao ar e em meios agressivos permite a determinação da redução de vida em fadiga do material devido ao efeito do ambiente ao qual está submetido. Todos os ensaios consistiram na aplicação de cargas dinâmicas em flexão a quatro pontos em diferentes blocos de carregamento, através de dispositivos especialmente desenvolvidos que permitem que quatro amostras sejam simultaneamente ensaiadas, como ilustrado na Figura 34.

Estes dispositivos foram posicionados nos equipamentos de ensaio, que serão descritos em detalhes nas seções seguintes. Todos os testes foram realizados à temperatura e umidade ambiente (não controladas).

Para cada condição de ensaio, que irá gerar uma curva S-N específica, foram empregados 16 corpos de prova, sendo 04 para cada nível de tensão. A razão de carregamento (R) adotada foi de 0,1, sendo a aplicação cíclica da carga de forma senoidal com uma frequência de 2 Hz.

A distância entre os roletes inferiores de carregamento foi de 150 mm e de 50 mm entre os superiores. O comprimento das amostras testadas é de 200 mm com seção transversal de 15x5 mm.

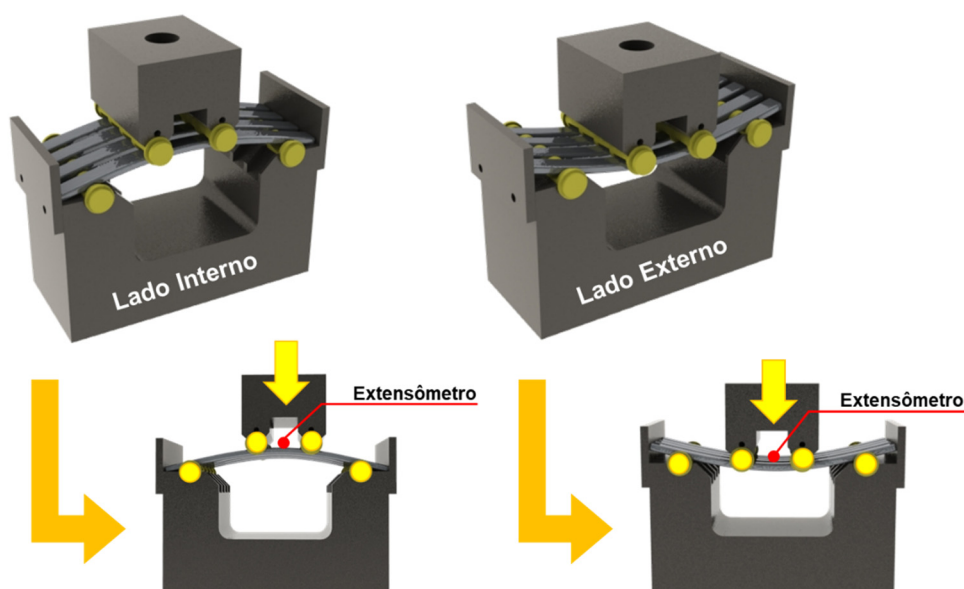


Figura 34 – Dispositivo para carregamento em flexão a quatro pontos acomodando quatro amostras simultaneamente (Fonte: o Autor).

As deformações sofridas em cada fio durante os ensaios foram monitoradas através de extensômetros de resistência elétrica axiais da marca Vishay com grade de 3 mm de constantan e resistência 120 ohms, posicionado centralmente do lado externo de cada amostra, de forma a coincidir com a região de máximo momento fletor sofrido por esta. Os sinais aquisitados foram monitorados através do sistema de aquisição de sinais MGC Plus da fabricante HBM.

Os valores de deformação lidos são convertidos em tensão utilizando a Lei de Hooke e considerado o módulo de elasticidade de 207 GPa. Nesta configuração de

carregamento, foi definido que o lado interno das amostras sofreria esforços de tração, enquanto o lado externo de compressão, onde os extensômetros estão posicionados, conforme a Figura 34.

5.1.1.5.1. Curvas de fadiga ao ar

Para os ensaios conduzidos ao ar, foi empregada uma máquina universal de ensaios modelo MTS 858 com capacidade de 25 kN, como mostra a Figura 35, onde o dispositivo da Figura 34 foi acoplado. A aplicação da carga foi por controle de deslocamento, com forma de onda senoidal a uma frequência de 10 Hz e uma razão de carregamento de 0,1 (R). O critério de falha foi definido como sendo a fratura dos corpos de prova ou a ciclagem limite (*run out*) do ensaio de 2×10^6 ciclos.

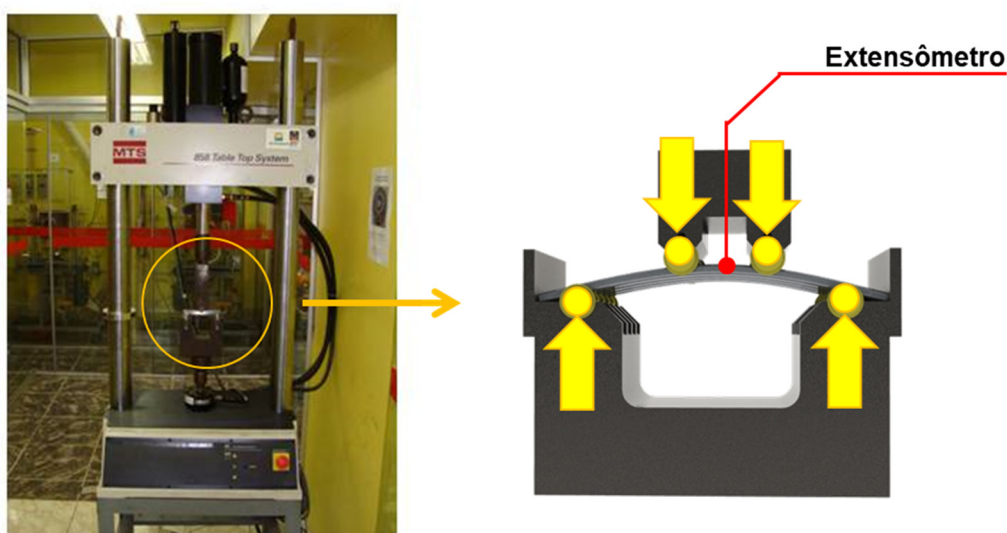


Figura 35 – Máquina universal de ensaios MTS para testes de fadiga ao ar (Fonte: o Autor).

5.1.1.5.2. Curvas de fadiga em meio agressivo

Para os ensaios de fadiga assistidos pelo meio, a carga foi aplicada por deslocamento prescrito de um sistema de excêntricos que permite o ajuste das cargas do ensaio desenvolvido pelo LAMEF. Com a finalidade de evitar a entrada de oxigênio (O_2) na autoclave de ensaios através da gaxeta, foi utilizado um sistema com invólucro de acrílico que permite purgar com nitrogênio (N_2), assim mantendo inerte todo o entorno desta, conforme apresentado na Figura 36.



Figura 36 – Sistema de controle de gases com invólucro de acrílico (Fonte: o Autor).

Os principais componentes do sistema compreendem (ver Figura 37): uma autoclave de ensaio, construída em aço inoxidável austenítico e revestida com Politetrafluoretileno (PTFE), com capacidade de circulação de gases especiais requeridos durante os ensaios, onde as amostras permanecerão imersas em solução durante os testes; um sensor de oxigênio, da marca Mettler Toledo (InPro 6850i), para o monitoramento da quantidade deste elemento dissolvido; uma autoclave auxiliar para desaeração da solução a ser posteriormente transferida para a autoclave de ensaio. O dispositivo de testes, mesmo utilizado nos ensaios ao ar, foi montado dentro da autoclave de ensaio.

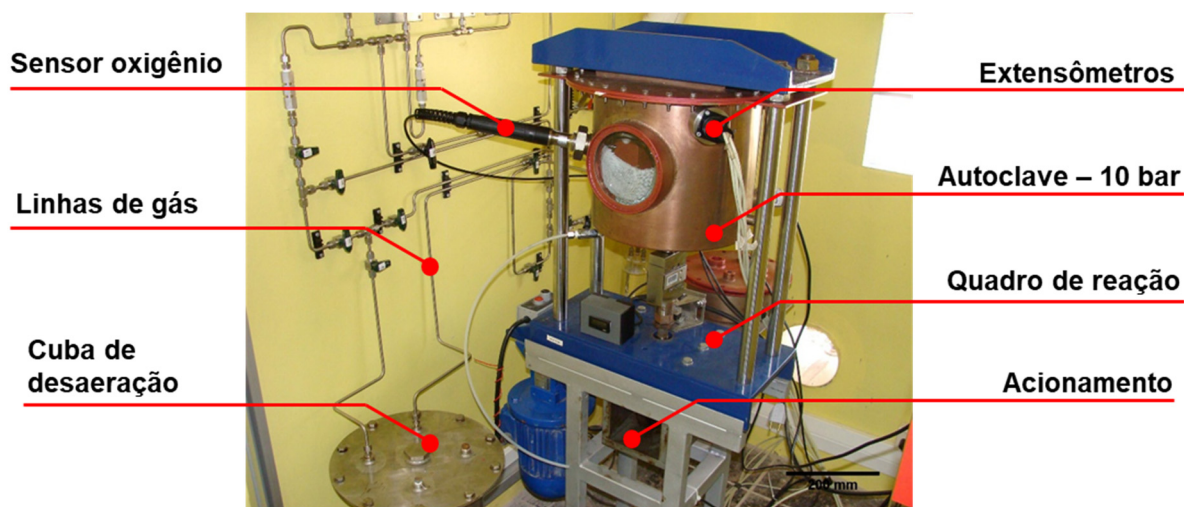


Figura 37 – Principais componentes do sistema de ensaios de corrosão-fadiga (Fonte: o Autor).

Após o posicionamento das amostras dentro da autoclave, esta é então fechada e vedada para o ajuste da carga aplicada nos corpos de prova através do sistema de excêntricos. Estando a carga ajustada nos níveis requeridos (com o auxílio da instrumentação) é então realizada uma pré-ciclagem ao ar até aproximadamente 20 mil ciclos, com a finalidade de relaxar as tensões residuais possivelmente existentes e “acomodar” as amostras no dispositivo de teste da Figura 34.

Então o processo de vácuo é iniciado, visando remover todo o O_2 existente no interior das linhas de gás, da solução e da autoclave de ensaio. Após finalizar o primeiro ciclo, N_2 é injetado no interior da autoclave até que se atinja a pressão absoluta de 2,5 bara. O N_2 é utilizado para arrastar todo o O_2 restante do primeiro ciclo de vácuo. Este processo (ciclo de vácuo- N_2) é repetido por 3 vezes, com o intuito de tornar o ambiente totalmente livre de O_2 . O processo de desaeração é realizado a uma temperatura de 70°C.

Com o sensor de O_2 posicionado na autoclave de ensaio, a leitura é realizada informando sua concentração, que deve ser menor que 5 ppb (partes por bilhão). É então iniciada a transferência da solução já desaerada, da autoclave de desaeração para o interior da autoclave de ensaio. Neste momento, satura-se a solução com o gás em questão por um período de 24 h. Finalizado este período, as amostras estarão imersas em uma solução salina contendo 115.000 ppm de NaCl, desaerada e saturada com o gás definido, no caso o CO_2 .

A temperatura da solução é então ajustada para 35°C e é medido o pH da solução. O gás (CO_2) permanecerá borbulhando no interior da autoclave durante o período do ensaio, objetivando manter a saturação da solução, e seu fluxo é controlado visualmente através de um “borbulhador” (câmara de vidro preenchida com fluido que permite a visualização da passagem das bolhas de gás), sendo considerado ideal 3 bolhas/s (bolhas por segundo) dentro deste. O ensaio recomeça e só será finalizado no momento em que os 4 corpos de provas atingirem o critério de falha (fratura ou ciclagem limite (*run out*) em 2×10^6 ciclos). Mede-se o pH ao final de cada ensaio com um pHmetro modelo InPro 3250i da marca Mettler Toledo.

Os controles de pH e oxigênio dissolvido são realizados por equipamentos modelos InPro 3250i e 6850i, respectivamente, comercializados pela Mettler Toledo. As medições de pH são realizadas no início e no final de cada ensaio, conforme

descrito no item anterior. Já a quantidade de oxigênio dissolvido é monitorada durante todo o ensaio, assegurando um nível de até 5 ppb. A calibração do sensor de pH é realizada com a utilização de tampões de pH 4 e 7, fornecidos pelo fabricante. A calibração do sensor de oxigênio é feita pela técnica ao ar como recomendada pelo fabricante, garantindo assim medidas de até 5 ppb.

Para o controle da razão de volume de solução no ensaio pela área de aço exposto, foi definido que a razão entre o volume de solução e a área de material exposto deveria ficar entre 0,2 e 1,5 ml/cm², logo, foi estipulada uma razão de 1 ml/cm². Foi calculada a área de um prego com o auxílio de um programa CAD. Após a avaliação da massa de 1 prego, foi calculada a massa total de pregos necessária para um volume de 12.000 ml de solução, totalizando em 2.850 g de pregos (12.000 cm²). A disposição dos corpos de prova acomodados nos roletes, bem como dos pregos utilizados durante os ensaios são apresentadas nas Figura 38.

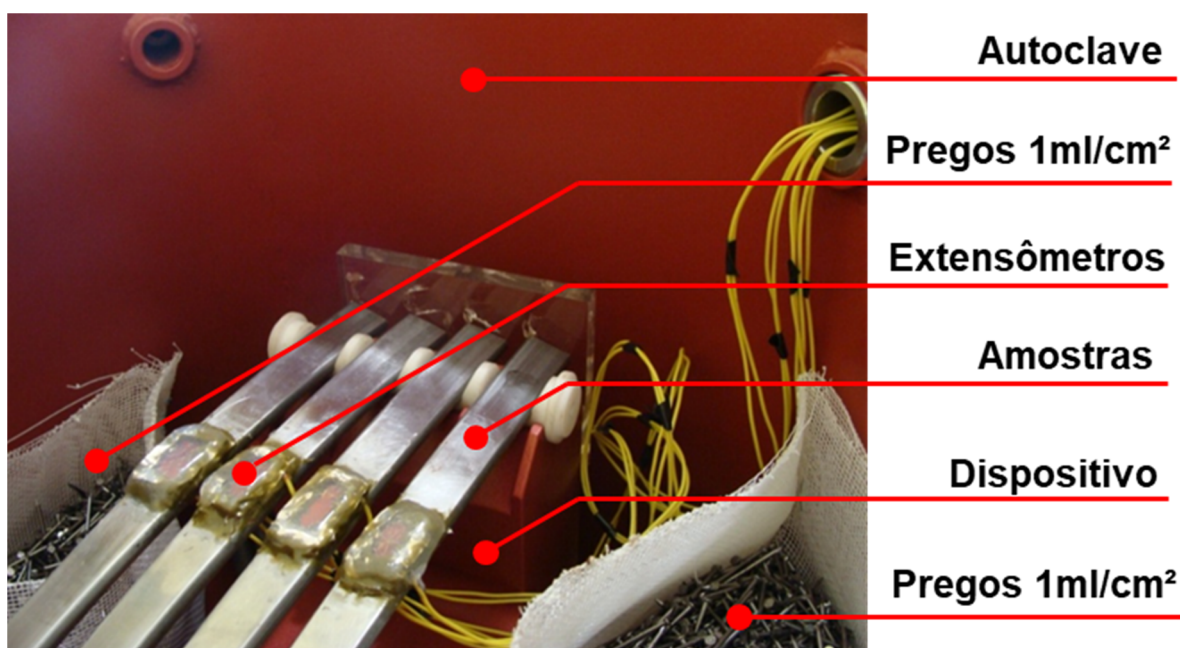


Figura 38 – Disposição dos corpos de prova e pregos na autoclave de ensaio (Fonte: o Autor).

A Figura 39 mostra a configuração interna da autoclave de ensaios, sem as amostras: entrada de gás, sensores de temperatura e oxigênio dissolvido, fonte de calor e pregos.

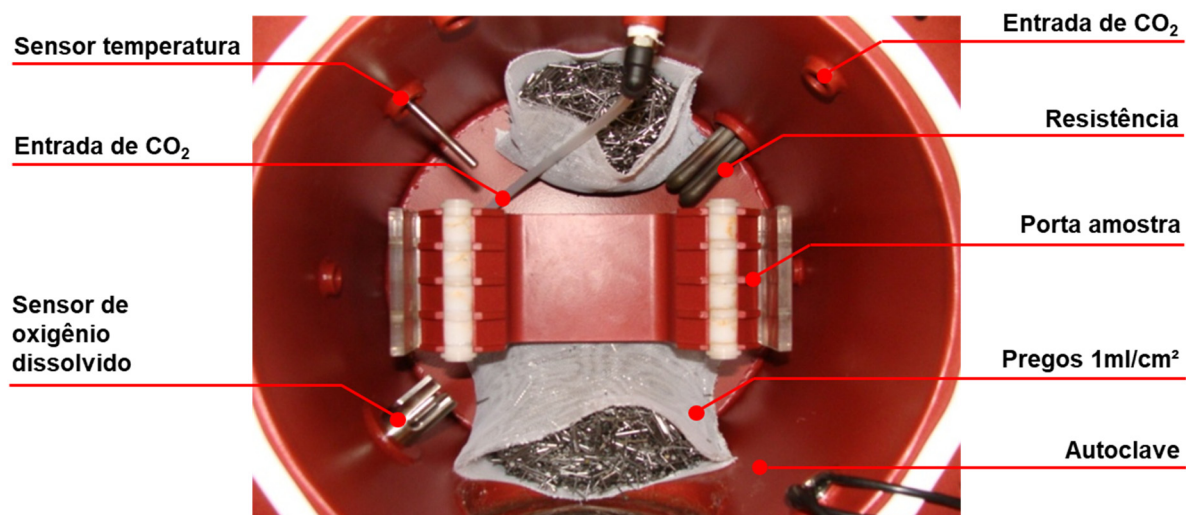


Figura 39 – Vista superior da autoclave de ensaio sem as amostras, mostrando seus componentes internos (Fonte: o Autor).

5.2. Resina epóxi (conectores)

Para a caracterização da resina, corpos de prova foram confeccionados a partir de moldes plásticos (compressão) e de borracha de silicone (tração) com a geometria final da amostra, dispensando assim a necessidade de qualquer usinagem. As dimensões dos corpos de prova estão dadas na Figura 40. Em todos os ensaios, foram utilizados a resina epóxi Huntsman RenGel SW404 e o catalisador HY2404.

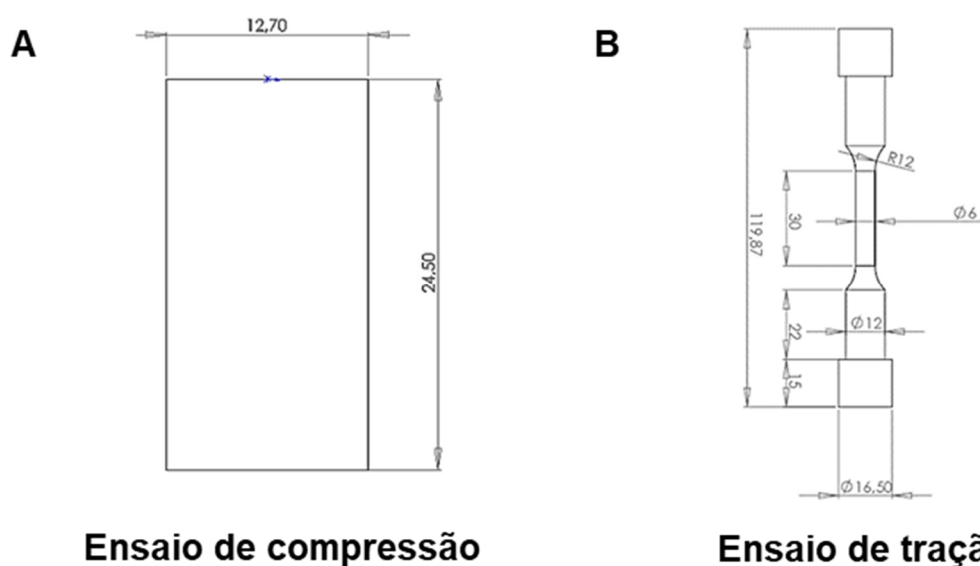


Figura 40 – Geometria dos corpos de prova: (A) Compressão e (B) Tração (Fonte: o Autor).

A resina foi vazada nos moldes por meio de um procedimento de injeção sob pressão manual a fim de reduzir o número de vazios (bolhas de gás na matriz polimérica) em sala climatizada à $21\text{ }^{\circ}\text{C} \pm 3\text{ }^{\circ}\text{C}$ e umidade relativa abaixo de $\leq 70\% \pm 10\%$. A Figura 41 apresenta os corpos de prova prontos para serem ensaiados. Após a injeção da resina, os corpos de prova foram mantidos na mesma sala por 48 h para a garantia da cura completa da resina. Após este período, foram desmoldados e visualmente inspecionados quando a presença de vazios e defeitos superficiais. Foram então selecionadas 5 amostras para os ensaios de compressão e 5 amostras para os ensaios de tração.

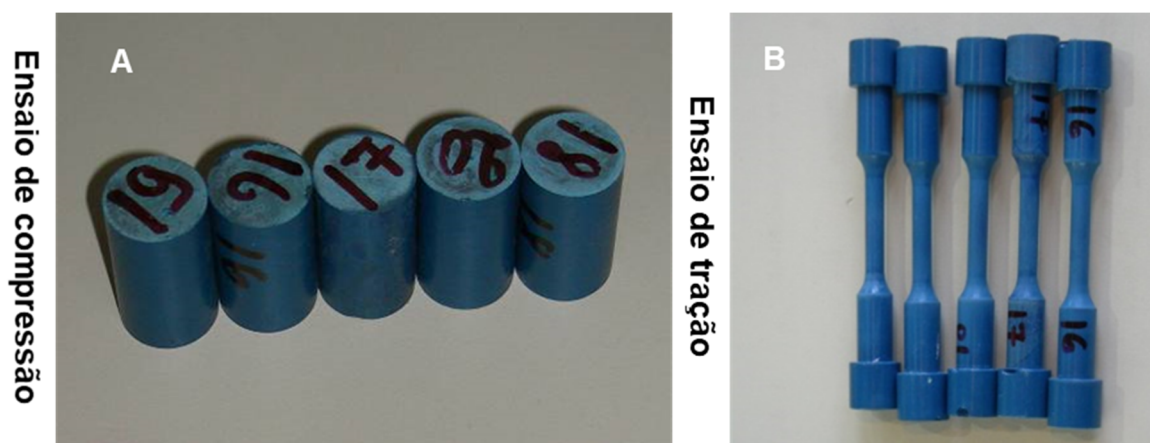


Figura 41 – Corpos de prova: A) Compressão e B) Tração (Fonte: o Autor).

5.2.1. Ensaios de tração da resina

Estes ensaios foram realizados em uma máquina eletromecânica marca Instron, modelo 5585H com capacidade de carga de 250 kN em tração. Foi utilizada uma taxa de carregamento de 2 mm/min, em sala climatizada a $22\text{ }^{\circ}\text{C} \pm 3\text{ }^{\circ}\text{C}$ e com umidade relativa $\leq 60\% \pm 10\%$. A fim de medir o alongamento dos corpos de prova, foi utilizado um *clip-gauge* marca Instron. O monitoramento da força foi realizado através de uma célula de carga de 50 kN instalada sob o dispositivo de fixação. A Figura 42, apresenta a configuração do teste.



Figura 42 – Ensaio de tração na resina (Fonte: o Autor).

5.2.2. Ensaio de compressão da resina

Estes ensaios foram realizados em uma máquina eletromecânica marca Instron, modelo 5585H com capacidade de 250 kN de compressão. Foi utilizada uma taxa de carregamento de 1,5 mm/min, em sala climatizada $22\text{ }^{\circ}\text{C} \pm 3\text{ }^{\circ}\text{C}$ e com umidade relativa $\leq 60\% \pm 10\%$. O monitoramento da força foi realizado através de uma célula de carga de 50 kN instalada sob a placa inferior (ver Figura 43). Foi utilizado Politetrafluoretileno (PTFE) para reduzir o atrito nas superfícies de contato da máquina com os corpos de prova, a fim de minimizar o efeito do embarrilamento (efeito “barril”).

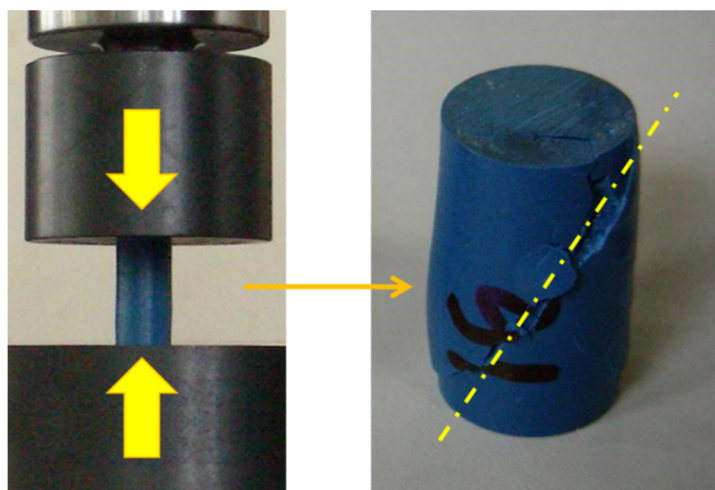


Figura 43 – Ensaio de compressão na resina epóxi (Fonte: o Autor).

5.3. Interface fio-epóxi

5.3.1. Caracterização da adesão da resina ao fio

A caracterização da adesão e do comportamento mecânico entre o fio da armadura de tração e a resina epóxi responsável pela transferência de carga nas terminações é fundamental para o modelamento e determinação dos fatores de redução de vida dos conectores.

5.3.1.1. Corpos de prova

Para a obtenção de resultados mais consistentes, os corpos de prova foram confeccionados a partir de moldes metálicos com a geometria cilíndrica de diâmetro 30 mm e comprimento 150 mm. As dimensões dos moldes podem ser vistas na Figura 44. Foram utilizadas amostras retas de armadura de tração tipicamente utilizada na fabricação de dutos flexíveis de 6" (retirada diretamente da bobina) com seção transversal de 15x5 mm. Os moldes foram vazados em um ambiente climatizado a $22\text{ }^{\circ}\text{C} \pm 3\text{ }^{\circ}\text{C}$ e umidade relativa abaixo de $70\text{ \%} \pm 10\text{ \%}$.

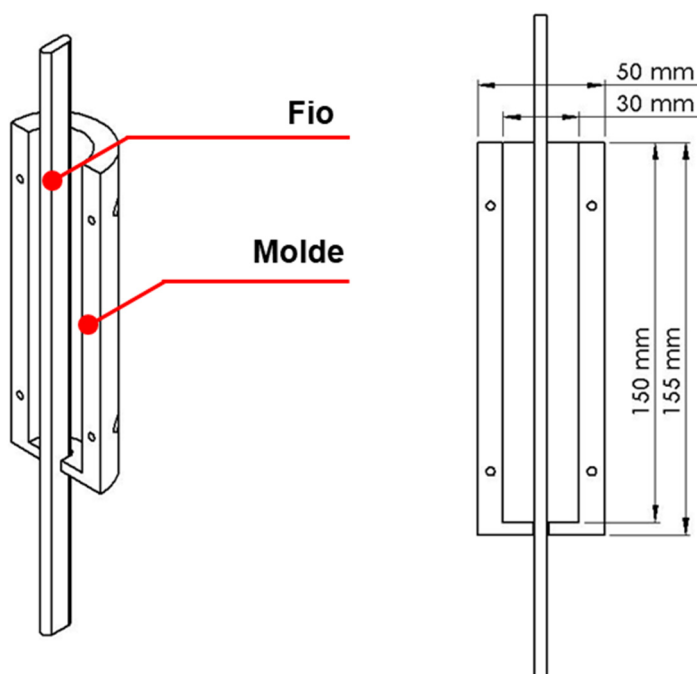


Figura 44 – Dimensões do molde dos corpos de prova de referência (Fonte: o Autor).

Além dos corpos de prova de referência, outras geometrias também foram confeccionadas a partir de moldes metálicos com a geometria final do corpo de prova,

dispensando assim a necessidade de qualquer usinagem ou intervenção após a cura da resina. As dimensões das diferentes amostras podem ser vistas na Figura 45.

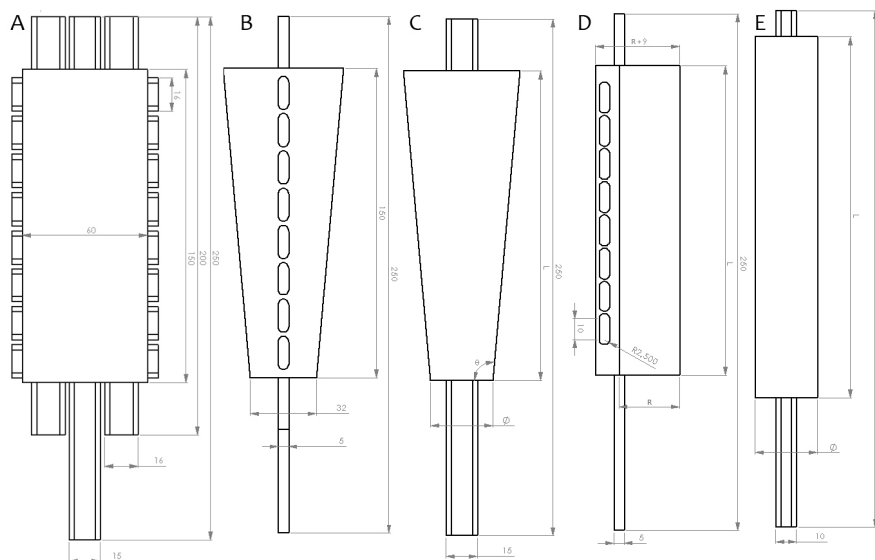


Figura 45 – Geometria das amostras: (A) retangular plano com múltiplos fios, (B) retangular angulado com múltiplos fios, (C) cilíndrico angulado, (D) semicilíndrico com múltiplos fios, (E) cilíndrico (Fonte: o Autor).

A resina foi vazada nos moldes em um ambiente climatizado a $22\text{ }^{\circ}\text{C} \pm 3\text{ }^{\circ}\text{C}$ e umidade relativa abaixo de $70\% \pm 10\%$. A Figura 46 apresenta os corpos de prova prontos para serem ensaiados.

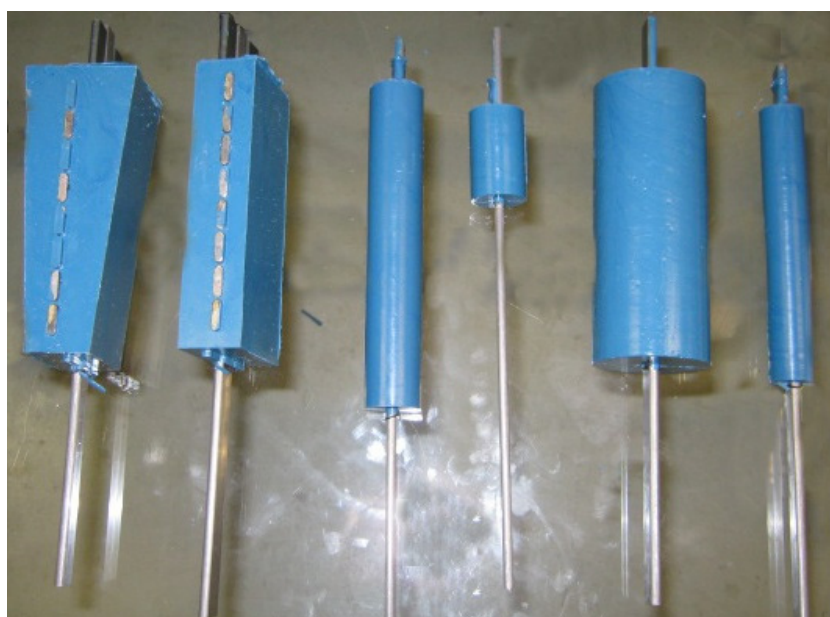


Figura 46 – Corpos de prova para ensaio de adesão (Fonte: o Autor).

Os ensaios de adesão foram realizados em uma máquina eletromecânica Instron modelo 5585H, com capacidade de 250 kN de tração. A taxa de carregamento do ensaio foi 2 mm/min., em sala climatizada a $22\text{ }^{\circ}\text{C} \pm 3\text{ }^{\circ}\text{C}$ e umidade relativa abaixo de $70\text{ } \% \pm 10\text{ } \%$. A face plana superior da resina (parte em que a armadura fica exposta) foi apoiada em um dispositivo, construído para este teste, o qual a mantém engastada enquanto a extremidade livre da armadura é tensionada por uma garra hidráulica na intenção de arrancar a armadura para fora do bloco de resina epóxi. O monitoramento da força foi realizado através de uma célula de carga de 50 kN instalada sob a garra. A Figura 47 apresenta um corpo de prova durante o ensaio.

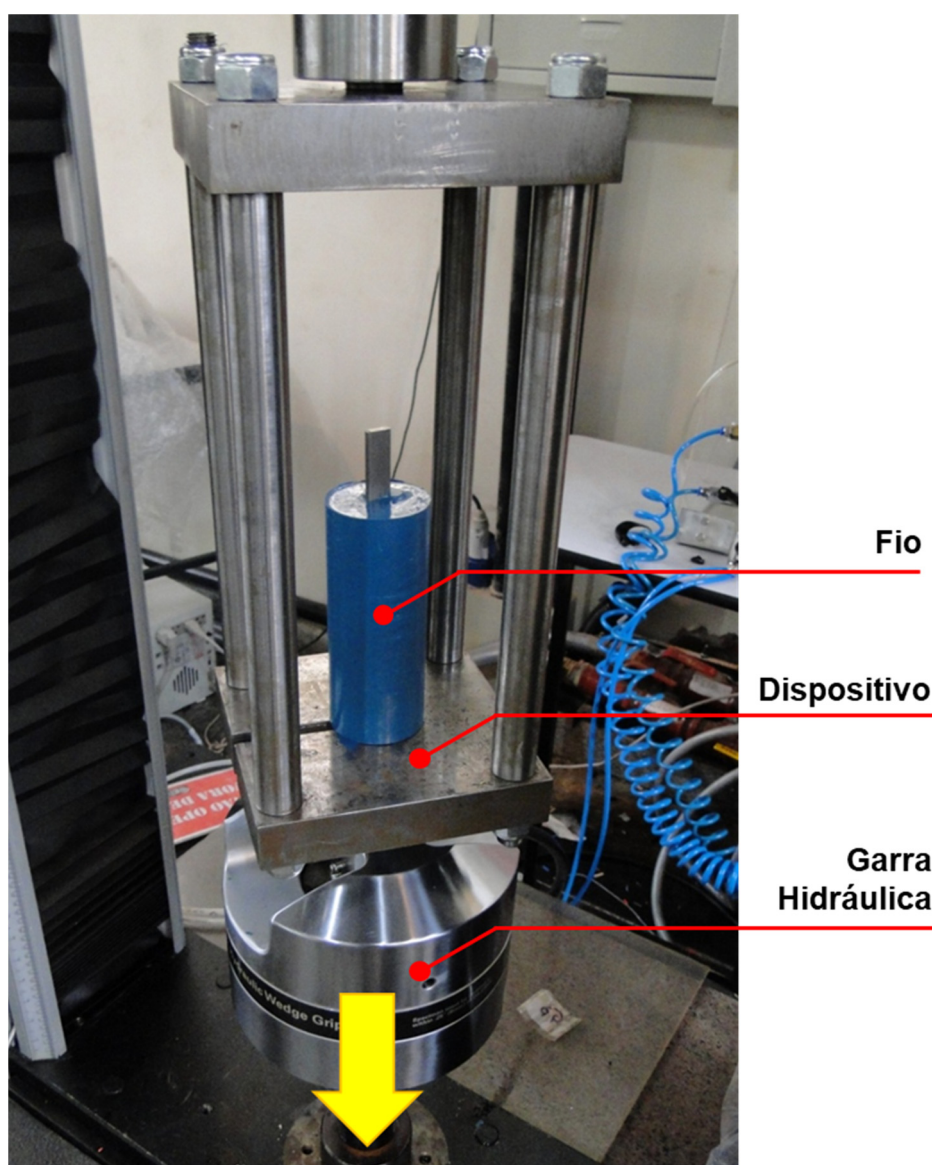


Figura 47 – Ensaio de Adesão (Fonte: o Autor).

5.3.2. Ensaio em escala média

O ensaio em escala média, através do conceito de caixa de tração, isola os efeitos da transferência de carga e interações entre o fio, a resina epóxi e o conector. Tal efeito é possível através da reprodução de uma fatia do conector na direção de assentamento da armadura de tração, composta por apenas um fio e o volume de resina que o cerca. As condições de dobramento aproximam o corpo de prova da situação real a qual é submetido, com exceção do efeito cabrestante, uma vez que se utiliza o fio plano, como ilustra a Figura 48.

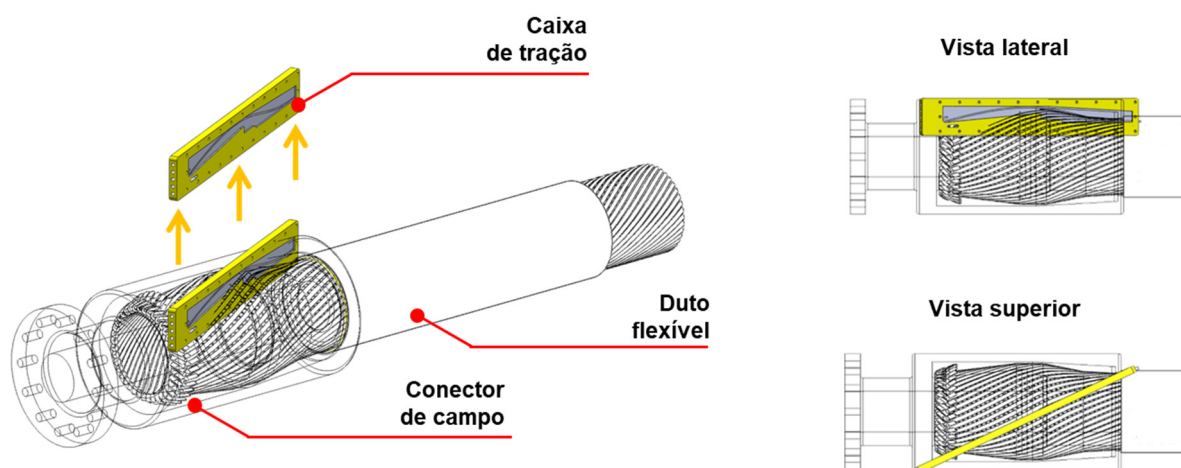


Figura 48 – Desenho esquemático do posicionamento da caixa no conector real (Fonte: o Autor).

A fim de reproduzir fielmente a configuração de dobramento do fio, dois dispositivos foram desenvolvidos considerando os parâmetros utilizados em campo e mantendo a repetibilidade do processo. As rodas utilizadas para guiar o fio durante seu dobramento são fabricadas em Poliamida, com o intuito de preservar a integridade superficial do fio. Devido à necessidade do aquecimento do corpo de prova para o dobramento da extremidade, a roda utilizada para este fim é fabricada em alumínio, que apresenta dureza inferior à do aço, mitigando a ocorrência de danos superficiais na amostra durante o processo.

Além dos dispositivos de dobramento, foram também projetadas e construídas caixas de tração com as dimensões de dois modelos de conector, sendo um curto (o

qual representa modelos antigos de campo) e um longo (que representa os novos conectores instalados em campo). Tais dispositivos têm a sua estrutura dividida em três partes, conforme a Figura 49: peça central e duas tampas, todas fabricadas em aço-carbono temperado e revenido. Uma das tampas apresenta dois orifícios para acoplamento das mangueiras utilizadas na injeção da resina epóxi.

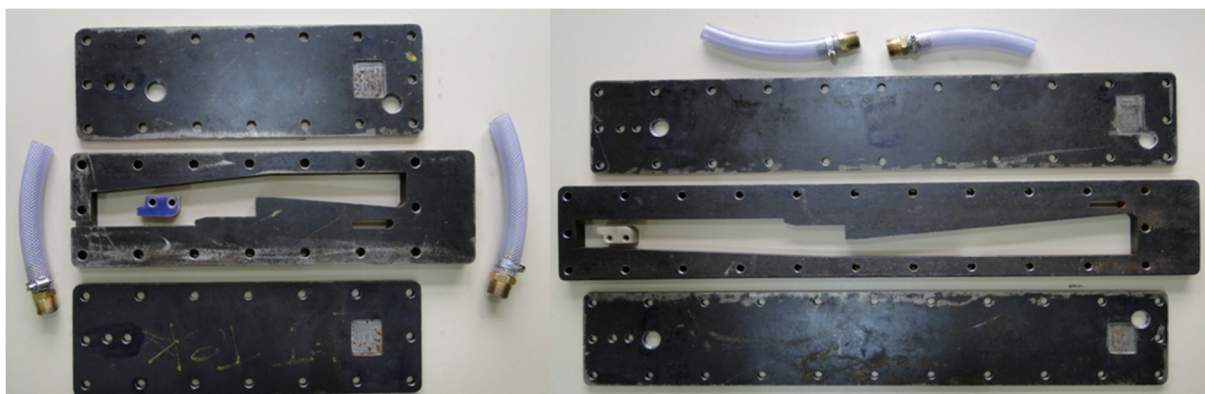


Figura 49 – Componentes da caixa de tração curta e longa, respectivamente.

As amostras foram limpas individualmente com acetona para remoção do óleo de proteção e demais resíduos de sua superfície. Após este procedimento, as amostras foram conformadas em sua geometria final através de dispositivos desenvolvidos para este fim.

O procedimento de dobramento foi padronizado e mecanizado, de forma que se alcançasse reprodutibilidade dos resultados, resultando em um processo mais confiável quando comparado à montagem dos conectores de um duto flexível em campo. O processo de dobramento foi realizado em duas etapas, ambas a frio, com o intuito de representar o posicionamento do fio próximo à condição real (conforme procedimento de montagem dos principais fabricantes apresentado anteriormente na Seção 4.1.1.1, Figura 5). A primeira etapa é realizada no dispositivo de dobramento e a segunda diretamente na caixa de tração. Este procedimento está esquematicamente representado na Figura 50.

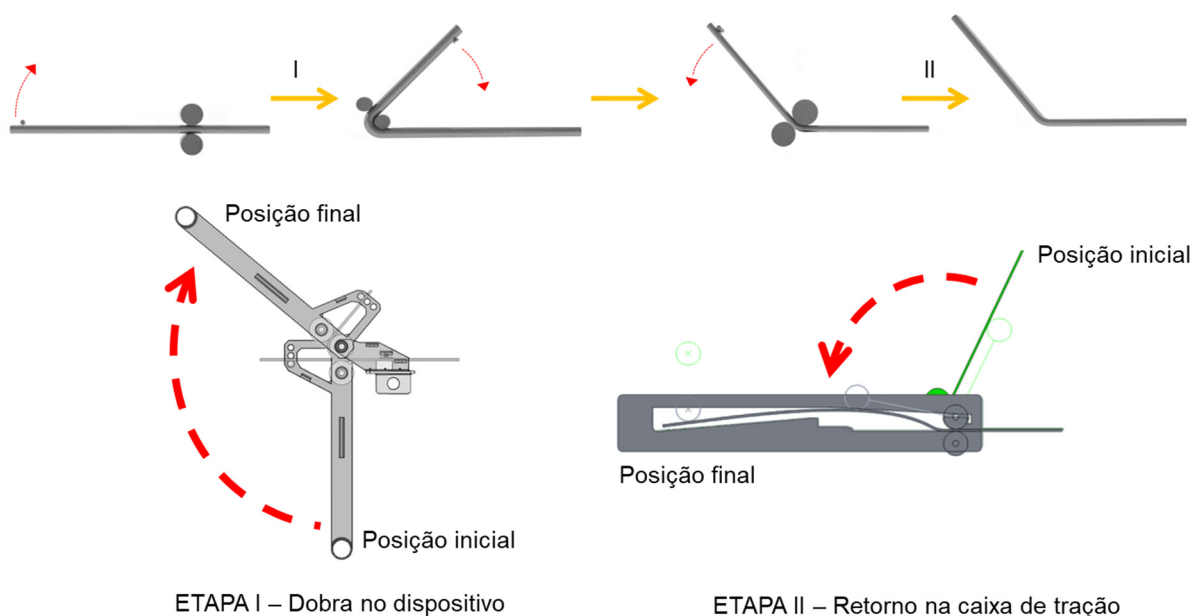


Figura 50 – Representação esquemática do processo de dobramento dos fios para os ensaios em escala média (Fonte: o Autor).

Durante a etapa I, a amostra é inserida na máquina conforme o comprimento especificado. Em seguida, o corpo do fio é fixado e o dobramento é realizado, conforme o ângulo desejado. Um pino guia é utilizado para manter o alinhamento durante o dobramento, sendo que este foi variado para se alcançar os ângulos de 90°, 120° e 150°. O raio do gabarito de curvatura foi variado entre 10, 30 e 50 mm.

As amostras foram instrumentadas por meio de extensômetros de resistência elétrica uniaxial de constantan com resistência de 120 ohms, grade de 1 mm e vida em fadiga de aproximadamente 12×10^6 ciclos, trabalhando em uma faixa de temperatura de -196 °C a 150 °C.

Extensômetros foram posicionados ao longo de cada amostra, nas regiões mais solicitadas, a fim de se determinar os níveis de deformação e investigar o comportamento do fio no interior da caixa de tração durante o carregamento. Nos ensaios de tração estáticos, oito extensômetros (dentro das caixas) foram utilizados para o monitoramento das deformações nas caixas curtas (ver Figura 51) e nas caixas longas (ver Figura 52). Para os ensaios de fadiga, somente a configuração externa (DG5 e FG5) foi aplicada, devido à baixa durabilidade dos extensômetros quando embebidos em resina, frente aos esforços aos quais estão submetidos. As cotas dos

extensômetros têm como referência a posição cinco (DG5 e FG5) e variam com as condições de ensaio, as quais serão apresentadas nos resultados.

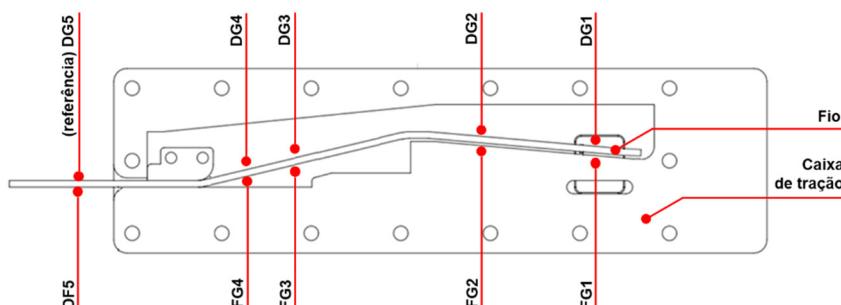


Figura 51 – Posicionamento dos extensômetros na caixa de tração curta (Fonte: o Autor).

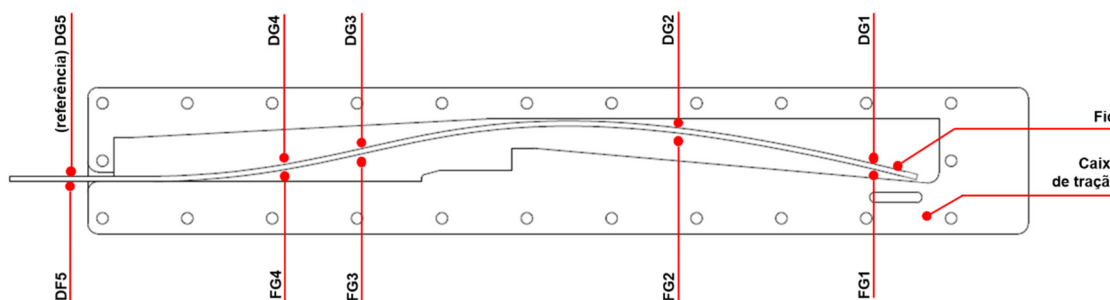


Figura 52 – Posicionamento dos extensômetros na caixa de tração longa (Fonte: o Autor).

Os extensômetros foram aplicados na etapa posterior ao dobramento efetuado na extremidade do fio. Porém, a calibração dos extensômetros é feita no momento do ensaio. Desta forma, não há captura de sinais na etapa de posicionamento da amostra na caixa de tração.

A colagem foi realizada a frio com cola de cianocrilato M-Bond 200, seguindo rigorosamente as especificações do fabricante. Também se utilizou contra corrosão, a Base M-Bond 43-B que confere maior proteção ao extensômetro. Por fim, os extensômetros foram recobertos pelo protetor para aplicações extensométricas HBM ABM75 e o cabeamento foi conectado de maneira direta, utilizando fios de cobre isolados com capa de PVC. O aspecto final do extensômetro protegido pode ser visto na Figura 53.

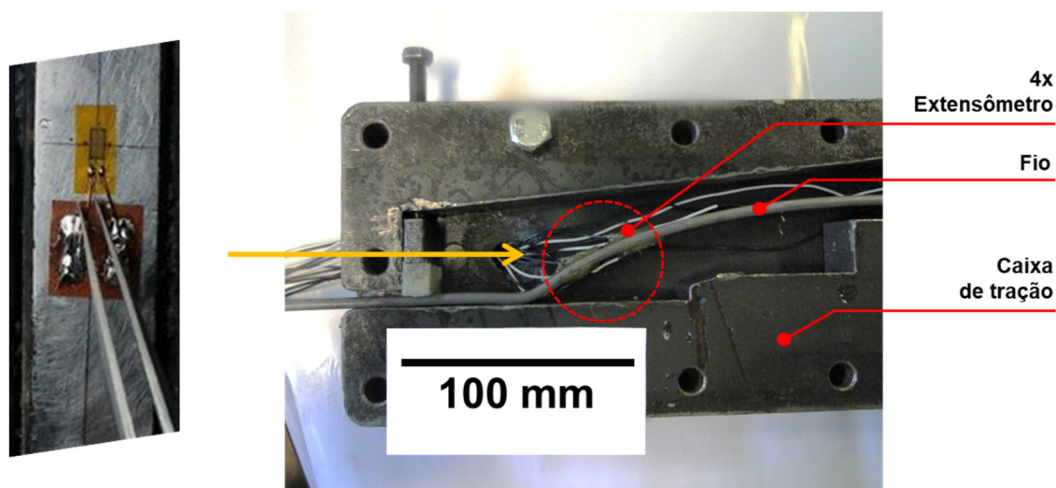


Figura 53 – Extensômetro aplicado ao fio da armadura de tração e coberto com o protetor HBM ABM75 (Fonte: o Autor).

Uma vez realizado o dobramento e a aplicação dos extensômetros, o fio pôde ser posicionado na caixa de tração após ser submetido novamente por um processo de limpeza com acetona para remover quaisquer impurezas e favorecer a aderência com a resina. A parte reta do fio é introduzida na fenda retangular disponível da caixa (ver Figura 54), sendo o restante do fio posicionado e curvado até sua posição final.

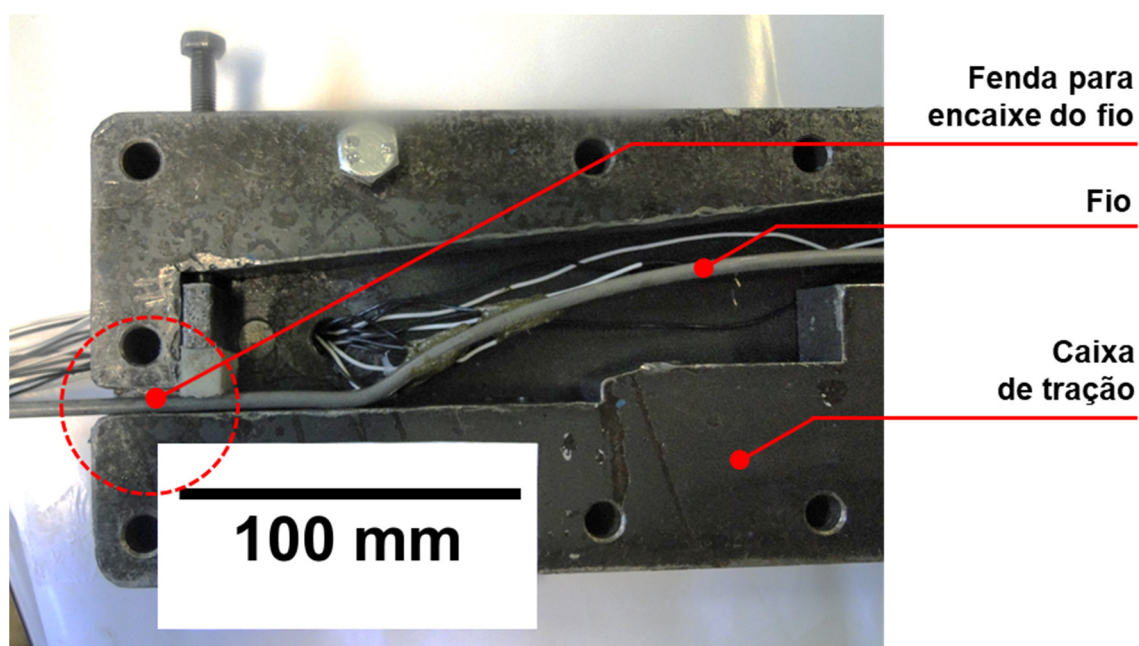


Figura 54 – Detalhe da caixa de tração que mostra a fenda que permite que parte do fio se projete para fora da caixa de tração e, assim, possa ser tracionado pela garra hidráulica (Fonte: o Autor).

Cintas plásticas foram aplicadas próximas à extremidade do fio para a fixação deste à caixa de tração durante a montagem do conjunto. Um orifício em uma das tampas possibilitou a passagem do cabeamento dos extensômetros, sendo posteriormente vedado com silicone. O fio é alinhado na saída da caixa por meio de um gabarito de Poliamida, cuja estrutura representa o anel tripartido, instalado na montagem dos conectores. Finalmente, as tampas são parafusadas e todos os locais com possibilidade de vazamento são vedados.

Algumas amostras tiveram parte de sua extensão livre da aderência com a resina através da aplicação de desmoldante. Dois diferentes casos foram testados, conforme pode ser visto na Figura 55. O objetivo destes testes foi simular condições de perda de adesão devido a carregamentos estáticos e cíclicos.

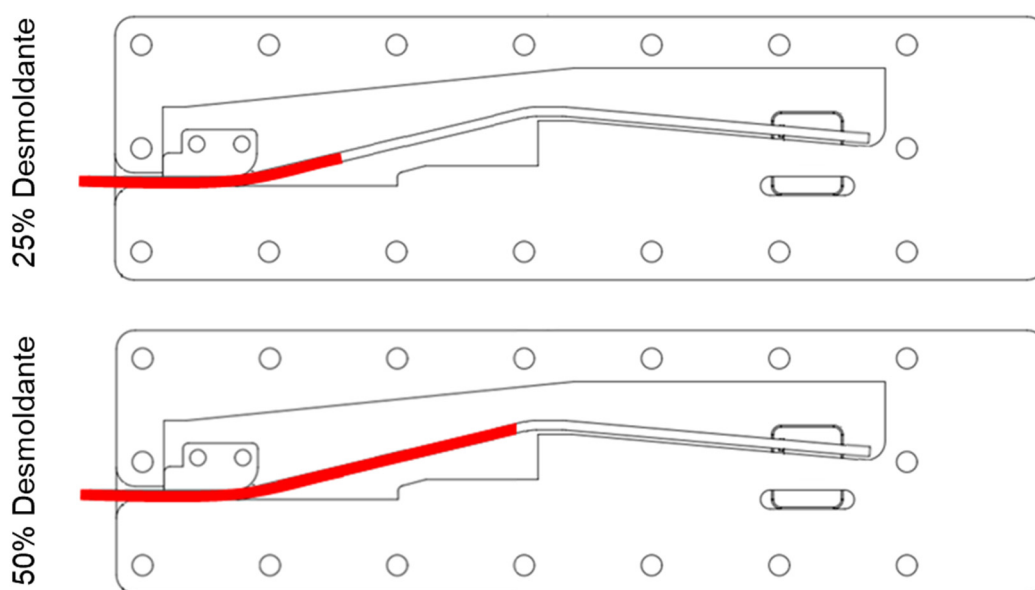


Figura 55 – Esquema de aplicação de desmoldante nas amostras (Fonte: o Autor).

A resina epóxi foi misturada ao catalisador de acordo com as orientações do fabricante e disposta em seringas plásticas para facilitar o bombeamento. Para favorecer o escoamento da resina, as caixas foram posicionadas verticalmente, com a parte do ancoragem voltada para cima, conforme mostra a Figura 56. As seringas preenchidas, com a resina, foram acopladas nas pistolas injetoras e a aplicação foi realizada pela mangueira inferior. Uma quantidade de resina superior à capacidade

da caixa é utilizada de forma que o seu excesso seja expelido pela mangueira superior, a fim de evitar o aprisionamento de ar no interior do compartimento. Concluído o processo de bombeamento, as mangueiras foram isoladas para evitar vazamento e a caixa de tração foi mantida em repouso durante 48 horas para a cura da resina.

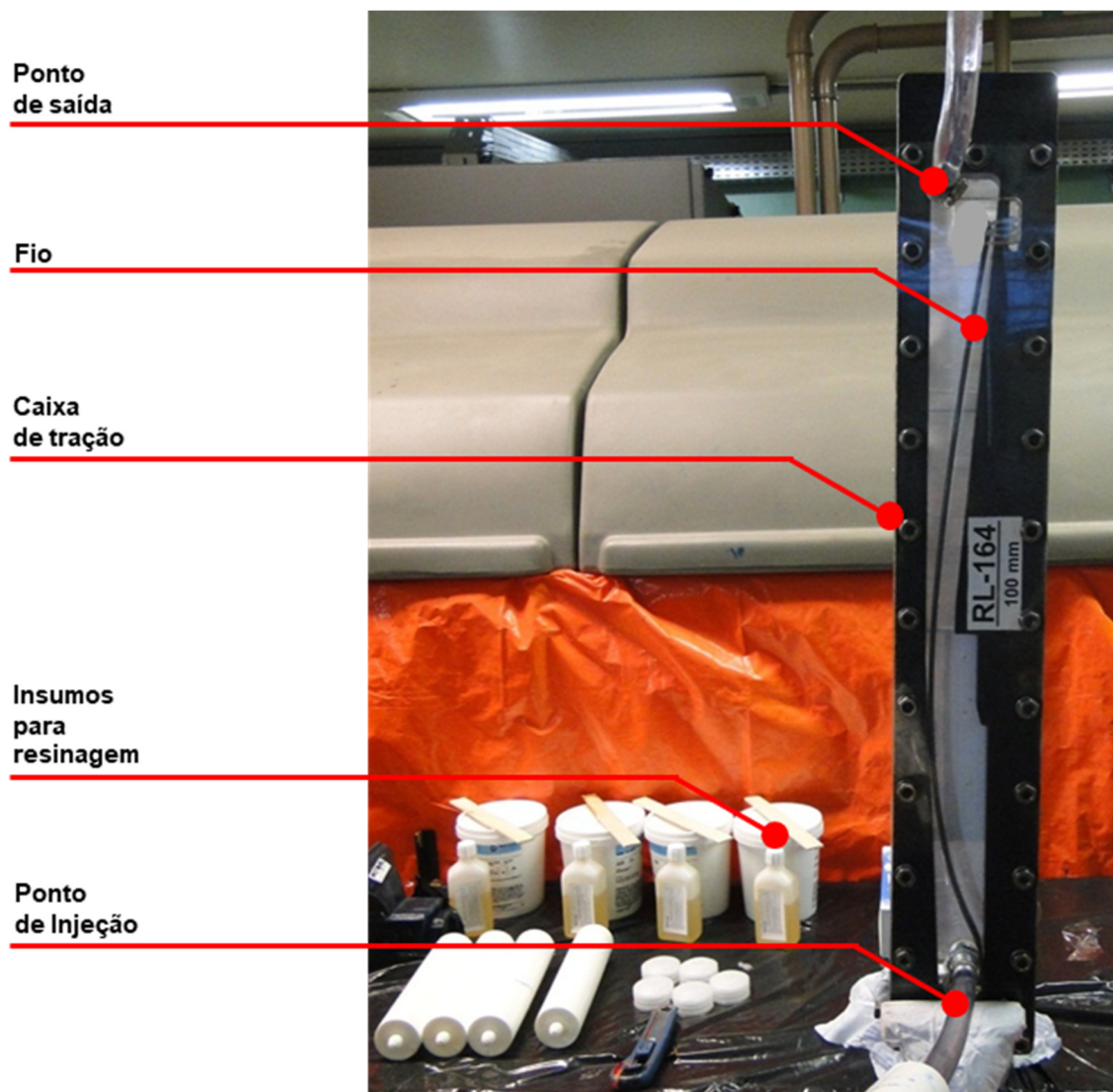


Figura 56 – Caixa de tração com mangueiras de injeção e tampa de acrílico (Fonte: o Autor).

Os ensaios podem ser classificados em quatro tipos: ensaios estáticos e dinâmicos com amostras curtas (representativas dos conectores antigos com menor comprimento de ancoragem) e longas (conectores novos). As amostras são

nomeadas com uma numeração precedida da letra “R”, identificando que estas provêm de fios planos, designação dada a fios provenientes da bobina antes mesmo de serem rebobinados para a produção do duto, e da letra “C” para amostras curtas ou “L” para longas.

Os ensaios estáticos e dinâmicos foram realizados em 4 máquinas de testes universais da marca MTS. Os modelos utilizados foram o Bionix Servohydraulic Test Systems, com capacidade de 25 kN e o modelo LandMark 820, com capacidade para 100 kN (ver Figura 57).

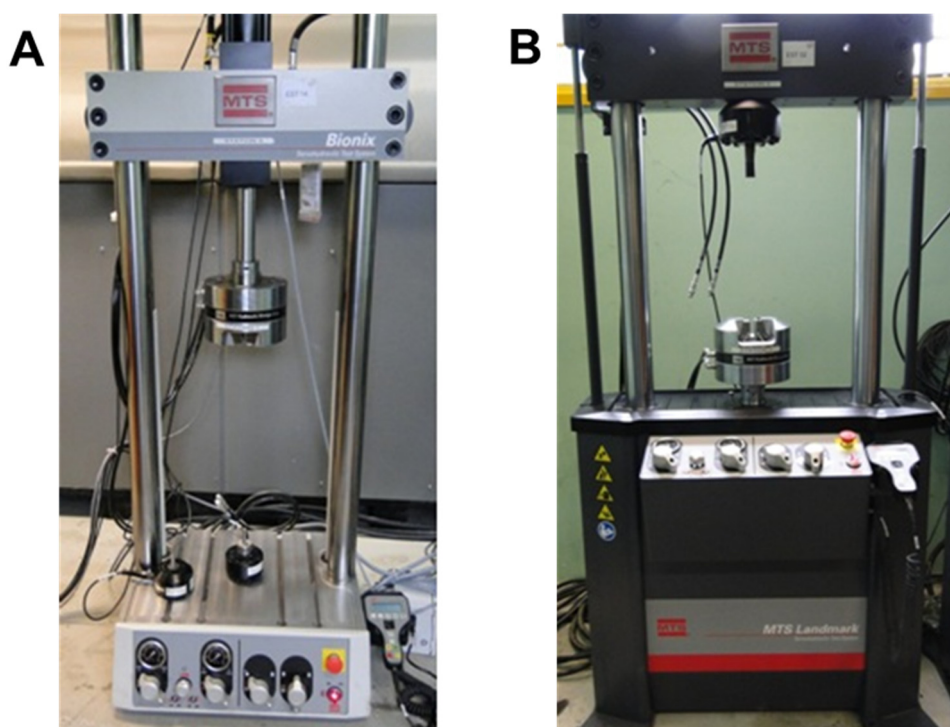


Figura 57 – Bionix Servohydraulic Test Systems e MTS Landmark 820, respectivamente (Fonte: o Autor).

A caixa de tração já com o fio resinado e instrumentado, foi posicionada e acoplada à máquina de ensaio conforme a Figura 58, com o eixo do fio alinhado ao atuador. De acordo com as curvas de carregamento, o programa foi introduzido no software de monitoramento da carga e o ensaio foi iniciado. A ruptura do fio indica o fim do teste. Eventuais anomalias ocorridas durante os ensaios podem ser verificadas graficamente através do comportamento da carga aplicada, gerado pelo sistema de controle do ensaio.

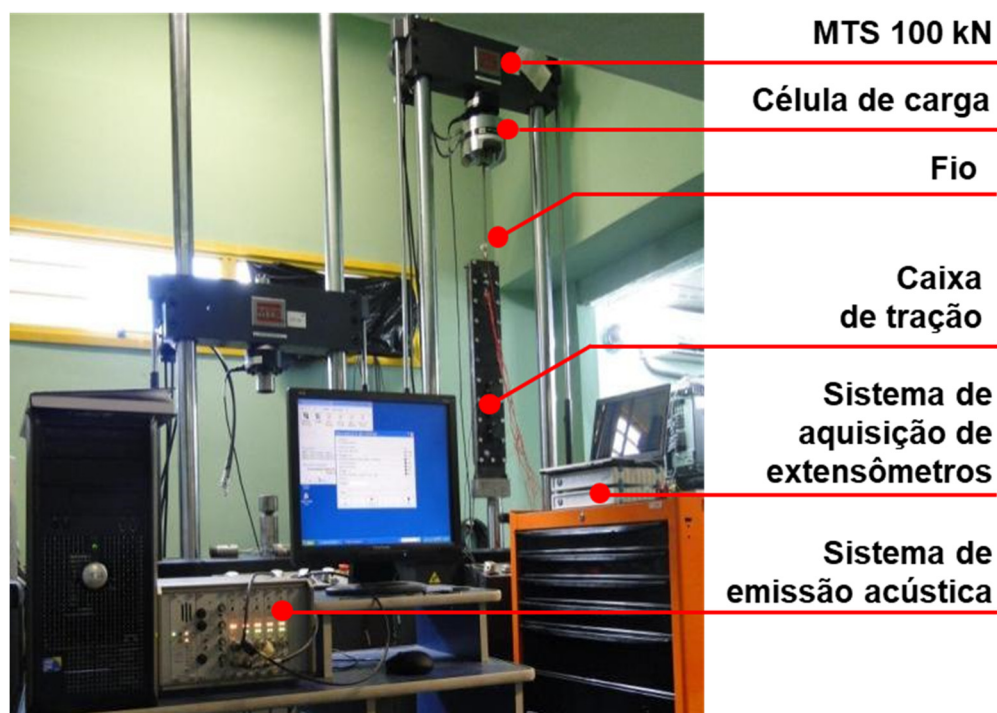


Figura 58 – Caixa de tração montada na máquina de ensaios (Fonte: o Autor).

Alguns ensaios foram realizados em temperaturas superiores à temperatura ambiente, $60^\circ \pm 5^\circ\text{C}$, a fim de simular condições típicas de operação em campo. Uma manta térmica foi instalada junto à caixa de tração e acionada por meio de um controlador de temperatura. Para reduzir as trocas térmicas, um isolamento térmico foi adicionado. A configuração deste ensaio pode ser observada na Figura 59.

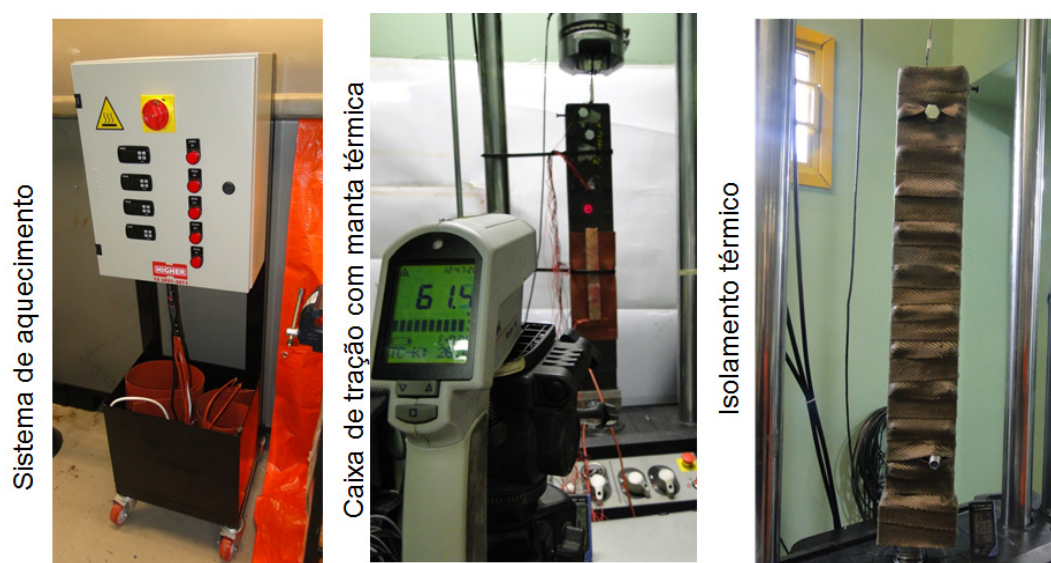


Figura 59 – Configuração de ensaio a quente (Fonte: o Autor).

Após a fixação do corpo de prova no equipamento de ensaio, os extensômetros foram testados e a sua calibração foi realizada.

Para o controle das cargas durante os ensaios, o sistema de controle da MTS forneceu os níveis de carregamento aplicado e deslocamentos em função do tempo. Esses dados foram extraídos posteriormente para efeitos de comparação com as deformações adquiridas pelos extensômetros durante os testes. A carga foi monitorada através de uma célula de carga da marca Honeywell e os dados foram adquiridos pelo software MTS FlexTest. Os dados de deformação dos extensômetros foram aquisitados por um sistema MGCplus da HBM e todos e registrados pelo software Catman AP Data Acquisition.

Os conjuntos de dados de carregamento e deformações foram representados graficamente relacionando a deformação obtida pelos extensômetros com o tempo de ensaio bem como as cargas aplicadas com o tempo de ensaio e deslocamento da amostra. Para cada patamar de carga, foi gerado um gráfico de pontos, relacionando os níveis de deformação ao longo da amostra no determinado patamar com a posição dos extensômetros.

O controle dos dados foi realizado através de planilhas, nas quais são relacionados os parâmetros de teste a serem seguidos. A nomenclatura adotada para a identificação da condição de ensaio dos corpos de prova está apresentada na Figura 60.

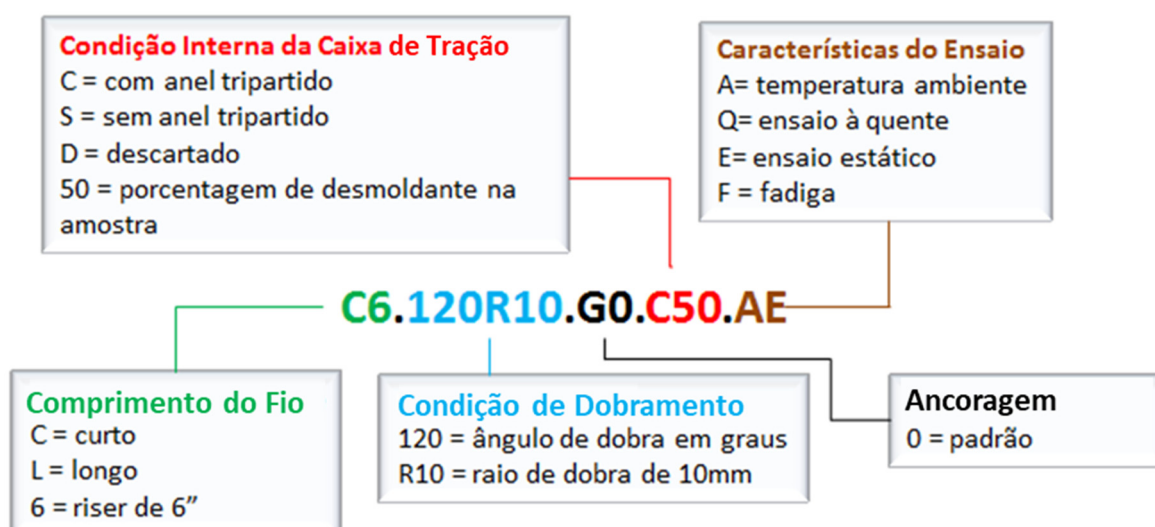


Figura 60 – Código de identificação dos parâmetros das amostras (Fonte: o Autor).

Dois tipos de carregamentos foram aplicados, estáticos e dinâmicos. Os ensaios estáticos tiveram como objetivo a determinação da carga máxima de ruptura do conector. Já os ensaios dinâmicos foram realizados com o intuito da quantificação da redução de vida em fadiga devido às condições de montagem do conector. A Figura 61 apresenta um esquema dos carregamentos aplicados.

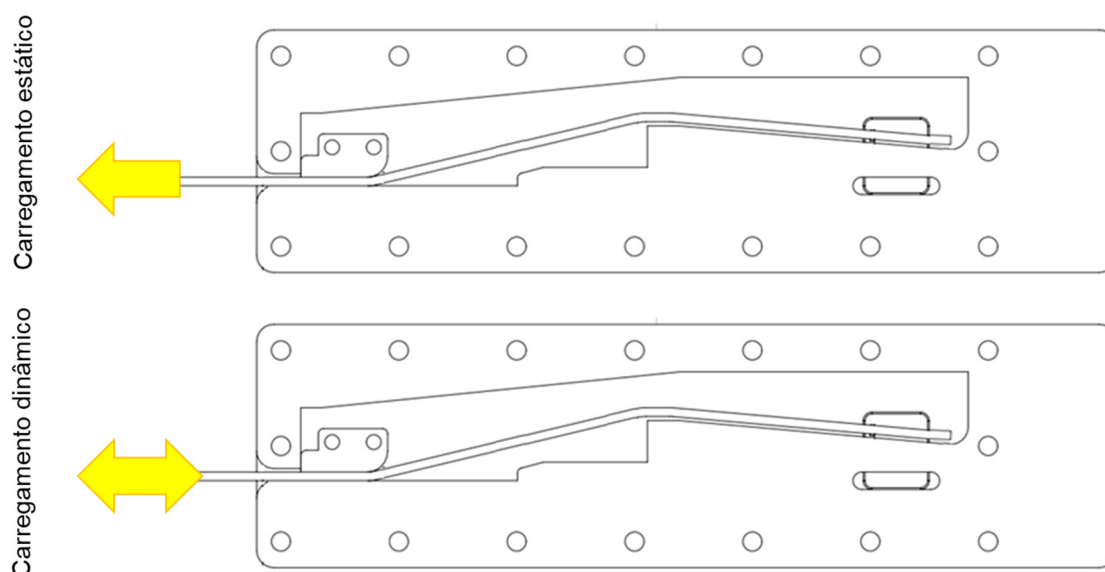


Figura 61 – Esquema de carregamentos estáticos e dinâmicos aplicados (Fonte: o Autor).

Para a realização dos ensaios estáticos, as amostras foram submetidas a diferentes ciclos de carregamento, conforme ilustra a Figura 62. A aplicação da carga foi dividida em três etapas diferentes. A primeira etapa consiste em uma rampa de 3 níveis para as amostras curtas e quatro para as longas, com patamares pré-definidos com duração de 30 segundos cada, até atingir-se a carga do teste de aceitação de fábrica (FAT - *Factory Acceptance Test*) e então a carga é removida. A segunda etapa é constituída por uma segunda rampa com patamares de mesma duração da etapa I. Por fim, a etapa 3 representa a elevação da carga até a ruptura do fio.

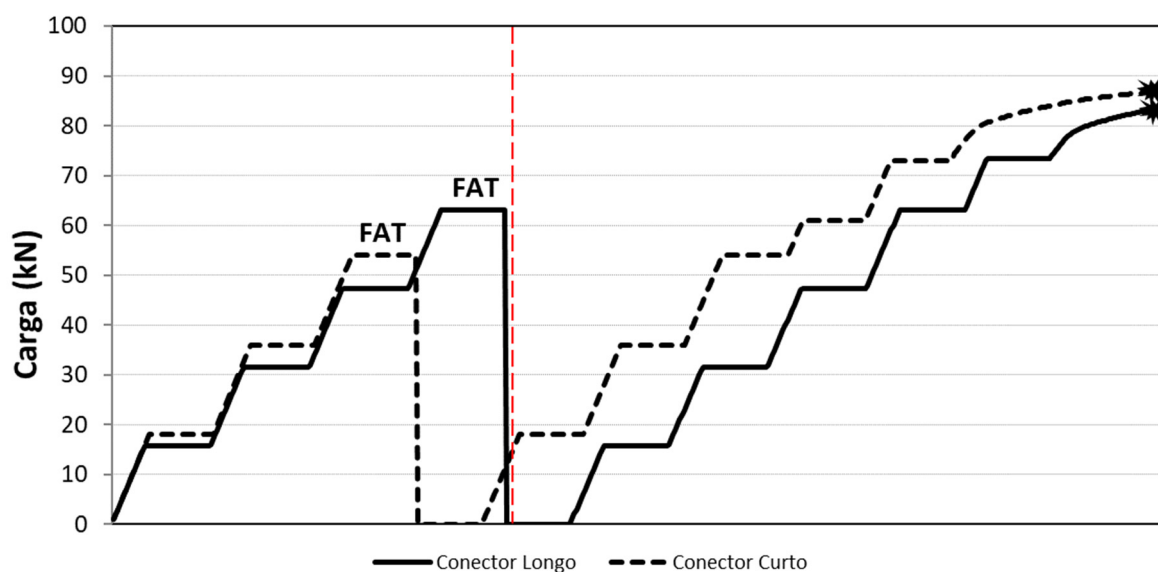


Figura 62 – Carregamentos A e A1 para ensaio estático (Fonte: o Autor).

Para a realização dos testes de fadiga, as amostras devem suportar um carregamento em rampa até o valor pré-estabelecido chamado de FAT. O valor do FAT representa uma porcentagem da carga aplicada no material/fio, o qual possui tensão de escoamento igual a 1.324,1 MPa e área transversal de 71 mm² (para o perfil 15x5 mm). Após este patamar, é iniciada a aplicação do carregamento cíclico, como apresentado na Figura 63.

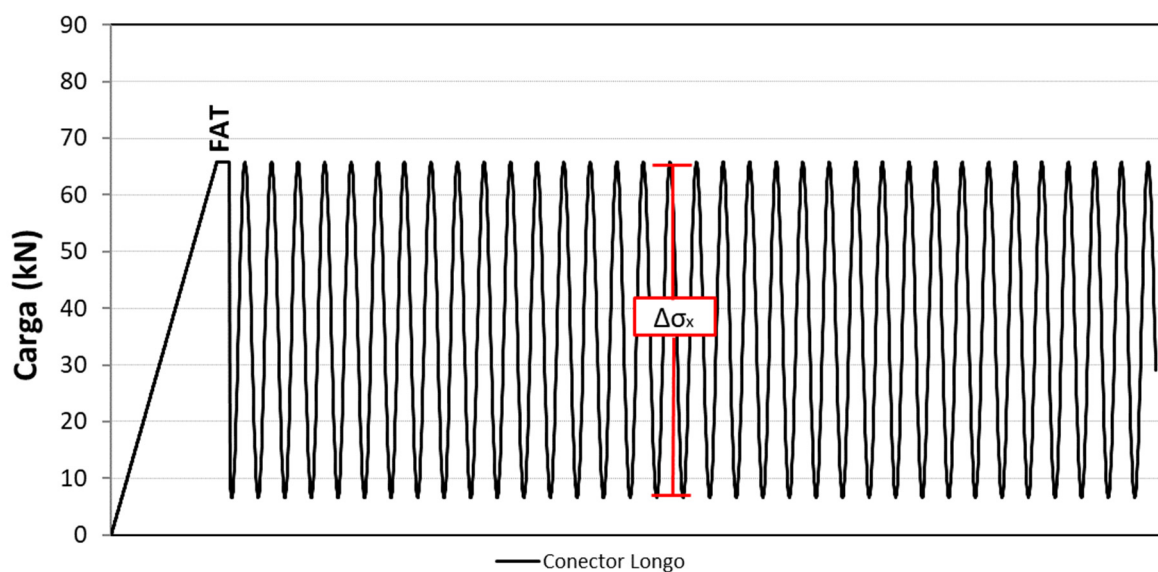


Figura 63 – Carregamento Dinâmico (Fonte: o Autor).

O delta sigma ($\Delta\sigma$) representa a diferença entre o valor superior, definido como sendo um percentual (%) da tensão de escoamento do material e o valor inferior, padronizado como sendo 10% do valor do patamar superior. Então, as tensões máximas aplicadas são determinadas como sendo patamares da tensão de escoamento do material.

Após o término do ensaio, as caixas foram retiradas da bancada de tração e dissecadas por processo manual a fim de analisar a condição pós-teste de cada um dos corpos de prova.

5.3.3. Modelamento da interação fio-epóxi

O modelo de elementos finitos se baseia em um método de resolução numérica para um sistema de equações diferenciais parciais. Empregando esse método é possível analisar o comportamento de um sistema e gerar resultados de difícil obtenção através de métodos analíticos e/ou experimentais. Para tanto, é fundamental que o modelo desenvolvido represente de forma simples e fidedigna os fenômenos envolvidos no processo real. O modelo foi construído e calculado utilizando o software comercial ABAQUS em sua versão 6.12-1.

O modelo validado foi utilizado para reproduzir as diferentes condições de dobramento dos fios no conector, verificar o efeito do desmoldante aplicado ao fio e efeito da temperatura no desempenho das amostras. A nomenclatura de cada modelo segue a lógica da Figura 64.

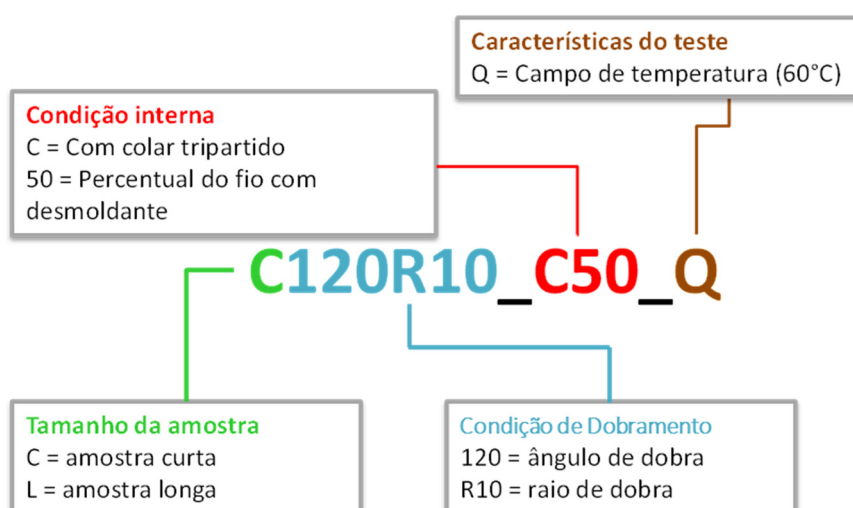


Figura 64 – Codificação de nomenclatura dos modelos (Fonte: o Autor).

5.3.3.1. Objetivo

O modelo numérico foi desenvolvido para simular com fidelidade ensaios de conectores em escala média (caixas de tração), tendo por objetivo possibilitar um melhor entendimento dos fatores que afetam o nível das tensões em diferentes regiões dos fios, bem como o de estabelecer uma correlação entre resultados obtidos através do modelo com aqueles provenientes de testes reais.

5.3.3.2. Modelo

Um modelo planificado (2D com elementos de casca isotrópicos) foi adotado uma vez que o estado de tensões atuantes é praticamente homogêneo ao longo da largura do fio. De modo a considerar todos os efeitos, foram consideradas formulações que englobam não linearidades do material e geometria dos componentes envolvidos.

A ordem de montagem do fio e partes móveis na caixa de teste seguiu fielmente o procedimento real, a fim de conservar todos os parâmetros utilizados nos experimentos.

5.3.3.3. Etapa de dobramento e geometria final da amostra

A Figura 65 traz uma visão geral dos principais elementos envolvidos na etapa numérica de dobramento do fio no conector e de posicionamento na caixa de teste.

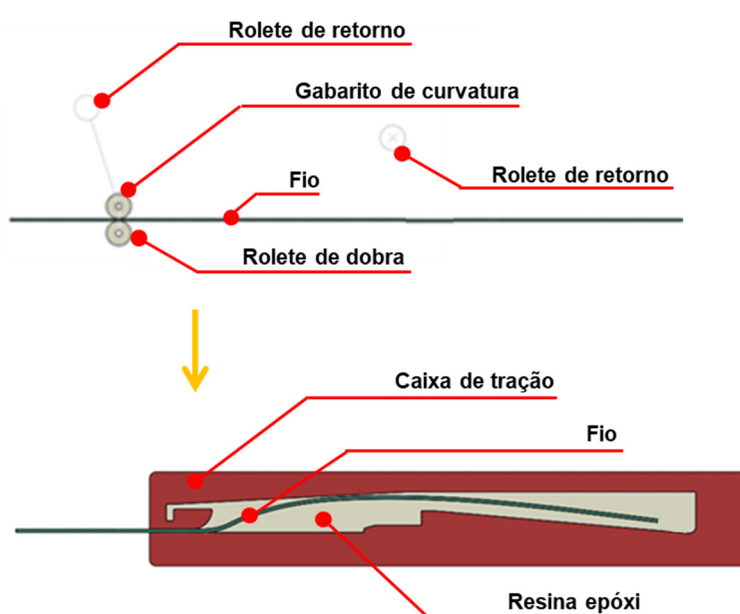


Figura 65 – Visão geral do modelo numérico com fio, rolete de dobramento, roletes de retorno, gabarito de curvatura, resina e caixa de tração (Fonte: o Autor).

Em relação à geometria do fio, sua espessura foi mantida em 5 mm e a largura utilizada no modelo foi de 14,2 mm correspondente a uma largura equivalente, necessária para simplificar a geometria do raio de concordância na borda do fio, visto que o modelo é bidimensional e garantindo uma área de seção equivalente de 71 mm².

Conforme pode ser acompanhando no esquemático da Figura 66, no módulo de dobramento, o fio (A) é primeiramente dobrado pelo movimento do conjunto de roldanas (B). Após a liberação das roldanas, ocorre o efeito de retorno elástico (*springback*) do fio, que é então flexionado na direção oposta e posicionado dentro da caixa de tração (E) por meio de dois batentes (C). Este procedimento simula o dobramento do fio e o posicionamento deste dentro da caixa de tração. Uma vez na posição final, exporta-se a geometria deformada do fio para o software de CAD Solidworks x64 2014, onde é desenhada a resina (D) de modo que esta siga os contornos externos do fio deformado e internos da caixa de teste.

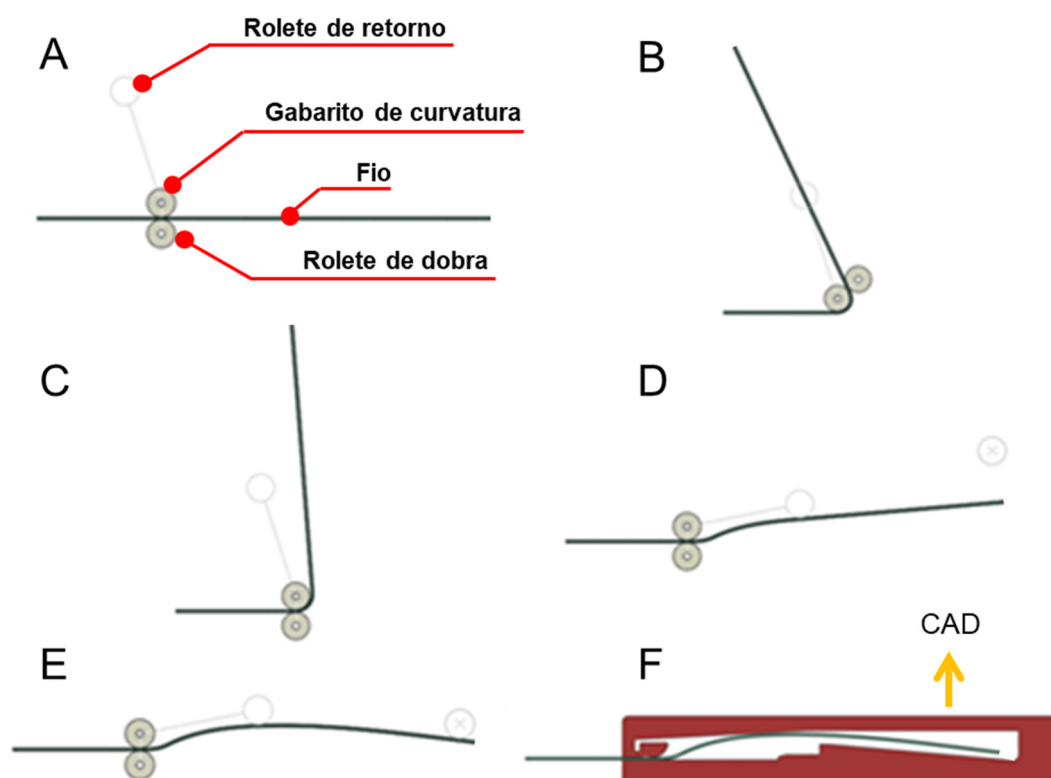


Figura 66 – Modelo numérico do dobramento. (A) posição inicial; (B) dobramento do fio pelas roldanas; (C) liberação das roldanas e movimento de retorno elástico (*springback*); (D) primeiro movimento de posicionamento do fio na caixa; (E) posição final do fio na caixa (Fonte: o Autor).

5.3.3.4. Partes do modelo

A Figura 67 mostra a configuração final do modelo com todas as partes consideradas.

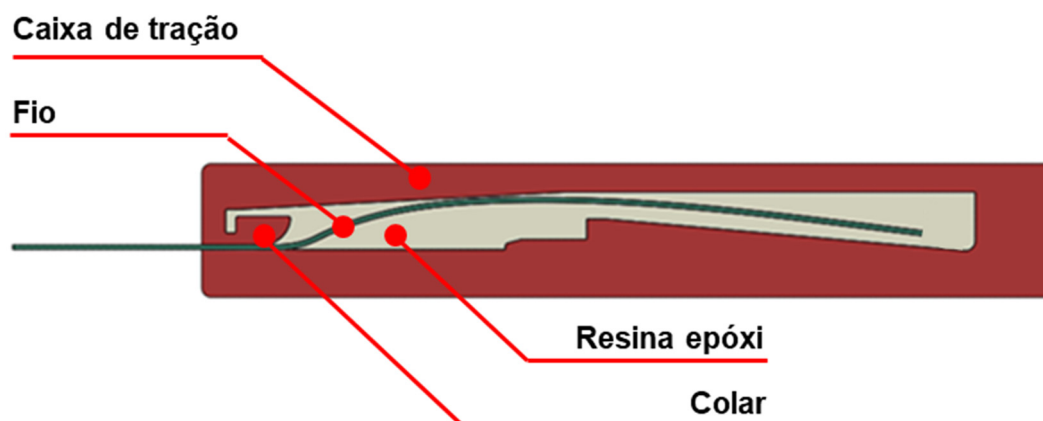


Figura 67 – Configuração final do modelo com colar, preenchimento de resina epóxi, caixa de tração e fio conformado (Fonte: o Autor).

5.3.3.5. Propriedades dos materiais

Diferentes propriedades mecânicas foram atribuídas às diversas partes do modelo. Com exceção do fio e da resina, que foram modelados como elasto-plásticos, os demais componentes foram limitados apenas ao regime elástico.

Conforme acima mencionado, propriedades elasto-plásticas foram utilizadas na caracterização dos materiais do fio de tração e resina de preenchimento, a fim de reproduzir o efeito de encruamento gerado durante o processo de dobramento e carga (no caso do fio) e o efeito de esmagamento que ocorre na região próxima a extremidade de ancoragem (no caso da resina). A curva tensão-deformação real utilizada no modelo foi originada e adaptada do teste de tração em corpos de prova padrão.

Uma visão geral das propriedades, materiais e processos de fabricação de cada componente do modelo, seguida das referências bibliográficas utilizadas, é apresentada na Tabela 4.

Tabela 4 – Propriedades dos componentes (Fonte: o Autor).

Parte	Propriedade	Material	Referência
Fio	Modulo de Elasticidade: 203.000 MPa Coeficiente de Poisson: 0,30 Escoamento: 1.325 MPa Endurecimento Isotrópico	Aço SAE 1070 Trefilado	Ensaio
Resina	Modulo de Elasticidade: 3.792 MPa Coeficiente Poisson: 0,30 Escoamento: 130 MPa Elasto-Plástico Perfeito	Resina SW 404 Endurecedor HY 404	Ensaio
Roldanas	Modulo de Elasticidade: 3.800 MPa Coeficiente Poisson: 0,4125	PU Extrudado	SHIGLEY (2005)
Caixa	Modulo de Elasticidade: 210.000 MPa Coeficiente Poisson: 0,30	Aço SAE 1045 Laminado	SHIGLEY (2005)
Anel Tripartido	Modulo de Elasticidade: 3.800 MPa Coeficiente Poisson: 0,4125	PU Extrudado	SHIGLEY (2005)

5.3.3.6. Condições de contorno

As condições de contorno aplicadas no modelo representam os graus de liberdade presentes no corpo de prova durante o ensaio real, considerando pequenas simplificações devido ao fato de que se trata de um modelo bidimensional. A Tabela 5 apresenta um resumo das condições de contorno adotadas.

Tabela 5 – Condições de contorno do modelo (Fonte: o Autor).

Parte	Superfície Restrita	Movimento Restrito			
		X	Y	Mx	My
Caixa de tração	Laterais	-	x	x	x
	Frontal	-	-	-	-
	Traseira	x	x	x	x
Ponto de aplicação de carga	-	-	x	x	x
Aperto do colar tripartido	-	x	-	x	x

5.3.3.7. Condições de contato entre as partes

As condições de contato definem o comportamento e a influência de um componente em relação a outro componente adjacente. As propriedades de contato utilizadas foram o coeficiente de atrito estático e o limite de resistência ao cisalhamento. Os coeficientes de atrito utilizados foram provenientes de testes de atrito realizados em tribômetro. A Tabela 6 representa os pares em contato e as condições adotadas.

Tabela 6 – Condições de contato entre componentes adjacentes (Fonte: o Autor).

Partes em Contato	Atrito	Limite de Cisalhamento
Caixa de teste + Resina	Aplicável	N/A
Fio + Resina	Aplicável	Aplicável
Anel Tripartido + Fio	Aplicável	N/A
Caixa de tração + Fio	Aplicável	N/A
Colar Tripartido + Colar Tripartido	Aplicável	N/A

5.3.3.8. Carregamentos

5.3.3.8.1. Estático

A Figura 68 mostra a ordem de carregamento inserida na simulação, para amostras curtas e longas. Deve-se notar que, ao longo da realização dos ensaios, a rampa de carregamento sofreu ajustes com base nos resultados globais dos testes concluídos. Assim, a rampa de carregamento utilizada na simulação engloba, de maneira geral, todos os carregamentos que foram utilizados, a fim de reproduzir resultados análogos aos experimentais. Embora os ensaios experimentais comportem rampas de carregamento anteriores ao FAT, a região de interesse compreende apenas os patamares posteriores ao FAT. Por este motivo, o carregamento utilizado na simulação numérica não leva em consideração os patamares iniciais.

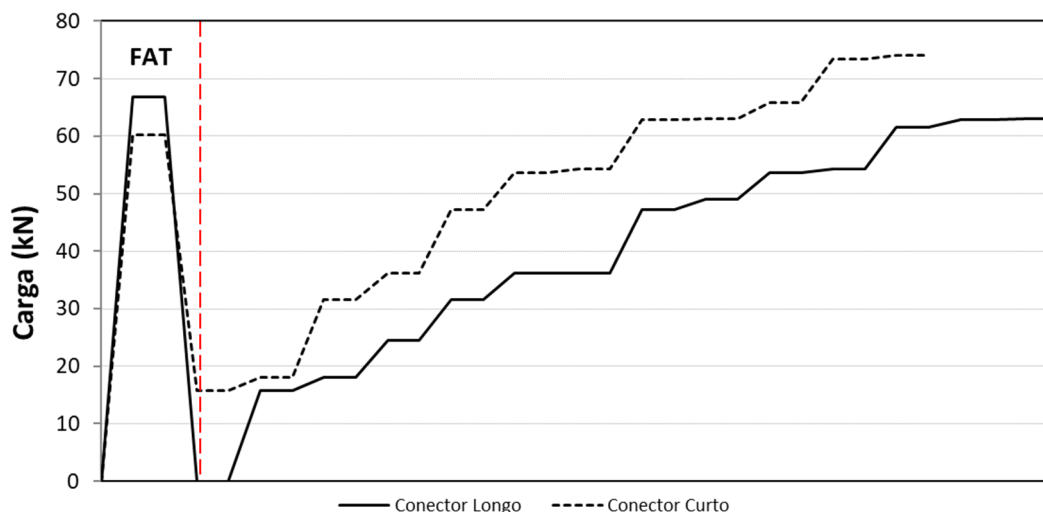


Figura 68 – Carregamento ao longo do tempo inserido no modelo das amostras curtas e longas, para simulação de ensaio estático (Fonte: o Autor).

Os patamares de carregamento aplicados no modelo relativo aos testes estáticos das caixas de tração estão listados na Tabela 7.

Tabela 7 – Carregamento estático inserido no modelo (Fonte: o Autor).

Patamar	Carregamento (kN)	
	Amostras Curtas	Amostras Longas
0	0	0
1	60,16 (FAT)	61,1 (FAT)
2	15,8	4,76
3	18,1	47,6
4	31,5	4,76
5	36,1	65,8
6	47,2	6,58
7	53,6	65,8
8	54,3	5,64
9	62,9	56,4
10	63,0	5,64
11	65,8	71,1
12	73,4	7,11
13	74,1	71,1

5.3.3.8.2. Dinâmico

Os blocos de carga aplicados no modelo, relativos aos testes de fadiga das caixas de tração estão listados na Tabela 8. A Figura 69 mostra a ordem de carregamento inserida na simulação, para as amostras curtas e longas. Nota-se que a carga do FAT se apresenta como primeiro patamar, pois rege o encruamento em blocos com carga máxima inferior ao seu valor. Para as amostras longas, um segundo FAT (FAT₂) foi aplicado às primeiras amostras, que apresentavam ruptura precoce na região de ancoragem. Desta forma, a carga do FAT foi reajustada para a FAT₁, que esteve em vigor nos ensaios finais.

Tabela 8 – Blocos de carga para simulação de ensaios dinâmicos (Fonte: o Autor).

Conector antigo (curto)		Conector novo (longo)	
Carregamento (kN)	Bloco	Carregamento (kN)	Bloco
0	-	0	-
53.58	FAT ₁	61.1	FAT ₁
4.7	Bloco 1	4.76	Bloco 1
47		47.6	
4.7		4.76	
51.7	Bloco 2	65.8	FAT ₂
5.17		6.58	Bloco 2
51.7		65.8	
5.64	Bloco 3	5.64	Bloco 3
56.4		56.4	
5.64		5.64	
6.11	Bloco 4	71.1	Bloco 4
61.1		7.11	
6.11		71.1	

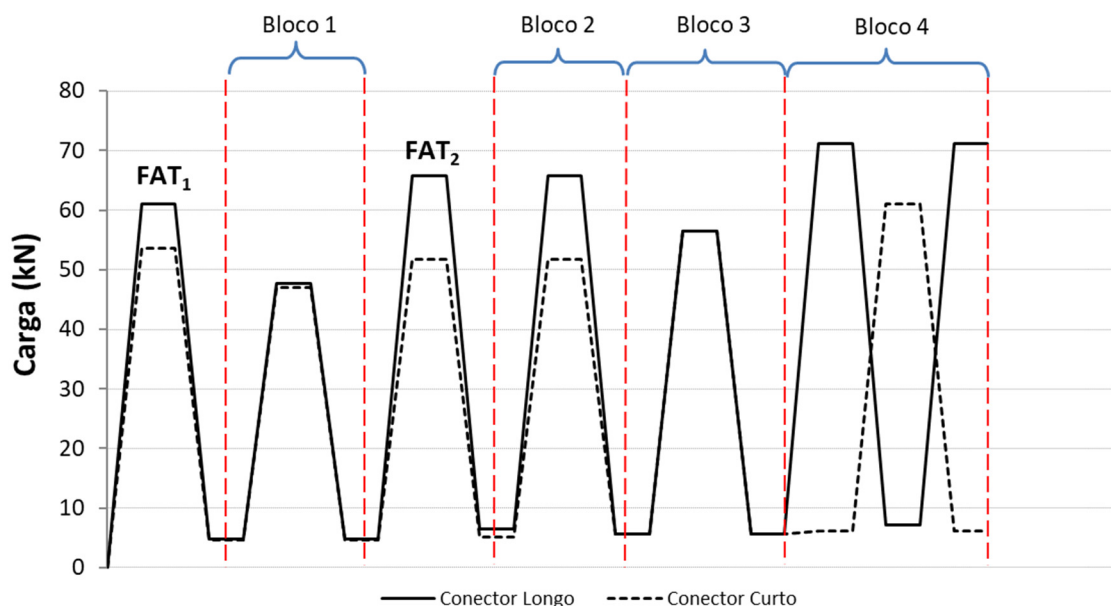


Figura 69 – Sequência dos blocos de carga utilizados no modelo numérico para as amostras curtas e longas (Fonte: o Autor).

5.3.3.9. Metodologia de validação

A validação do modelo foi realizada primeiramente por meio da comparação de respostas globais como efeitos geométricos, deslocamentos e deformações, com os resultados encontrados a partir dos ensaios reais. Posteriormente, compararam-se ainda os resultados de vida em fadiga estimada (através do modelo) e obtida nos testes experimentais.

A simulação foi dividida em dois módulos: dobramento e posicionamento dos fios nas caixas de tração e aplicação de carregamentos externos. Os resultados numéricos dos esforços/deformações internos e a geometria deformada do fio proveniente do módulo de dobramento foram utilizados como dados de entrada para o módulo de carregamento.

5.4. Escala real

Um ensaio de tração-tração dinâmico com anular alagado em um duto flexível foi realizado com o objetivo de reproduzir o ambiente e as solicitações mecânicas as quais o duto flexível estará sujeito quando instalado na unidade de produção na condição de anular alagado.

O ensaio foi executado conforme o procedimento interno do LAMEF (Laboratório de Metalurgia Física – UFRGS), intitulado ProEC–PE–111, elaborado pelo LAMEF, o qual segue a especificação técnica interna (IET) da Petrobras intitulada: “*Non-Standardized Prototype Qualification Tests of Flexible Pipes*” de número I-ET-3500.00.6500-291-PAZ-001.

5.4.1. Teste de fadiga com anular alagado e com injeção de CO₂

O teste consiste em aplicar uma tração cíclica na amostra combinada com a pressão interna e na condição de anular alagado com água do mar sintética saturada com CO₂. O regime de ensaio é baseado em uma série de blocos de carga com amplitude e frequência pré-definidas que simulam a condição operacional de campo. O sistema de controle servo-controlado permite a aplicação do carregamento seguindo um regime senoidal. O objetivo principal deste teste de fadiga foi reproduzir as solicitações a que o duto flexível está sujeito quando instalado na unidade de produção. O acúmulo de dano nas armaduras de tração pode ser calculado pela regra de Palmgren-Miner (LEMOS, 2005; NEGREIROS, 2016) com base nas curvas S-N obtidas através de ensaios de fadiga em escala reduzida e comparando-os com os fatores de redução obtidos.

O ensaio foi realizado em um trecho de duto flexível com diâmetro interno de 6” (seis polegadas), comprimento de 12.100 mm e com dois conjuntos de conectores (*end-fitting*) acoplados as suas extremidades, conforme apresentado na Figura 70 e na Figura 71. Nas duas extremidades, foram montadas terminações especiais (olhais) para permitir a interface com a bancada de ensaios.

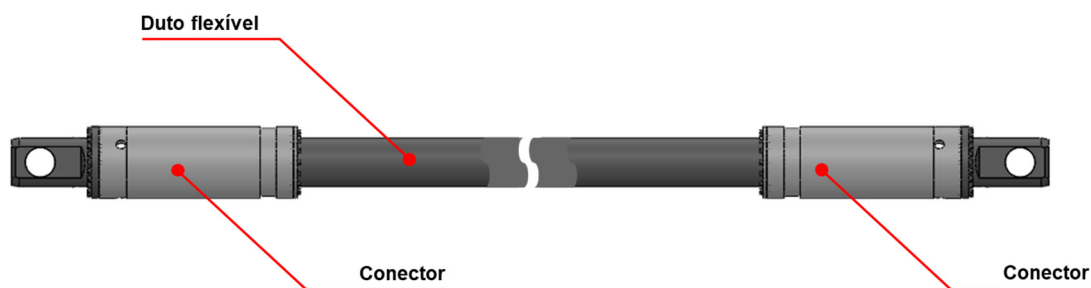


Figura 70 – Amostra especificada para o teste em escala real (Fonte: o Autor).



Figura 71 – Amostra para o teste em escala real como recebida (Fonte: o Autor).

O ensaio é considerado de alta complexidade, pois envolve diversas áreas da engenharia de testes: projeto mecânico de estruturas, montagens de dispositivos especiais, controle de sistema de injeção de fluidos agressivos e sistemas de monitoramento não destrutivos, para avaliação da integridade da armadura do duto flexível durante a execução do teste.

Para atender aos patamares de carga dos blocos estipulados, foi utilizado um atuador hidráulico basculante acoplado a uma bancada (*frame*) horizontal de testes de comprimento modular, com capacidade de 2.500 kN para cargas dinâmicas e 5.000 kN para cargas estáticas. O equipamento de ensaios é composto por módulos estruturais de fechamento, módulos estruturais intermediários, atuador hidráulico, unidade hidráulica, unidade de pressurização, acumuladores, *rack* de aquisição de dados e sistema de anular alagado (STAA). O sistema é servo controlado com um equipamento da marca MTS: controlador e servo-válvulas.

O sistema de testes empregado utiliza um controlador ligado à célula de carga e ao sensor de deslocamento do atuador hidráulico. Com base em comandos de força ou deslocamento, dados pelo operador, o controlador envia sinais à servo-válvula do atuador, permitindo, desta forma, o controle do teste por meio destes dois parâmetros.

A estrutura da bancada de ensaios é modular, o que permite um ajuste no comprimento de metro em metro, para possíveis adequações ao comprimento do corpo de prova. A Figura 72 apresenta a configuração da bancada de ensaios a ser utilizada no teste com o corpo de prova já instalado.

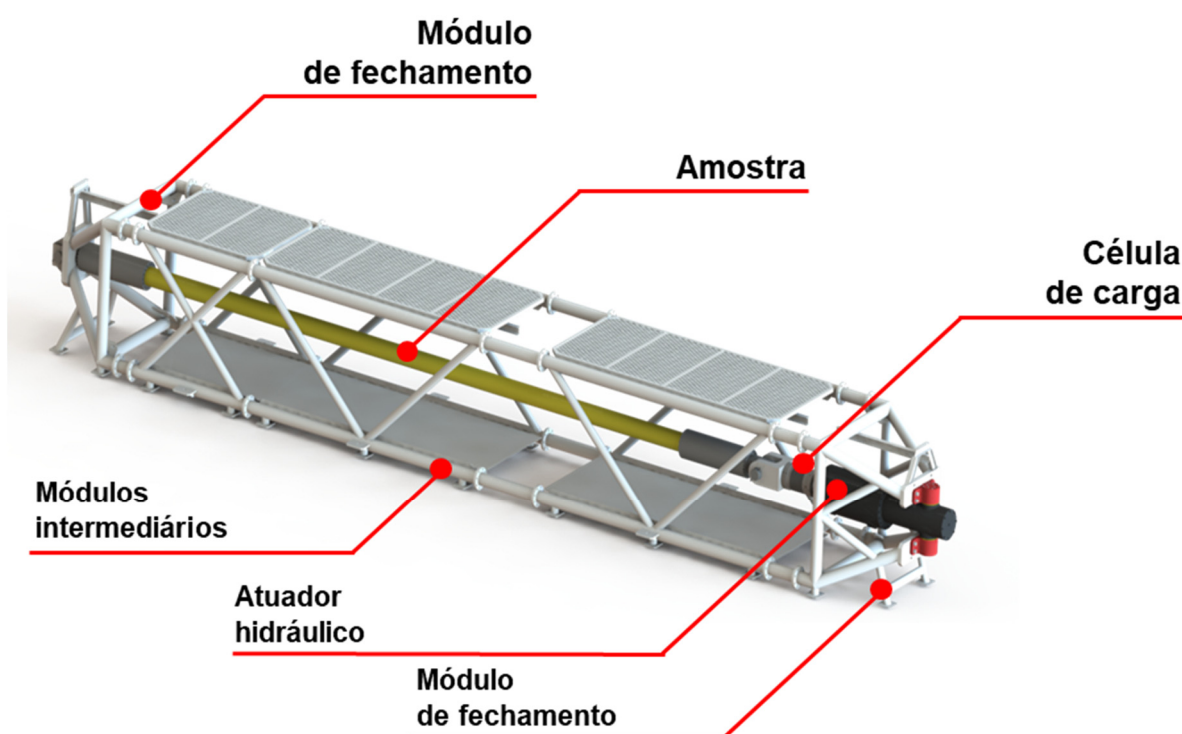


Figura 72 – Bancada de ensaios (Fonte: o Autor).

A amostra de duto flexível é montada na bancada de testes através dos conectores nos cabeçotes de fechamento do equipamento. A extremidade próxima ao cilindro de tração é livre para rotação e ambas as extremidades são pivotadas. O teste só é iniciado após toda a preparação prevista no procedimento de ensaio estar de acordo e após todos os equipamentos de monitoramento estarem operantes. Durante a montagem da amostra, essa é mantida inclinada (ver Figura 73) para possibilitar o alagamento do anular sem a presença de ar.

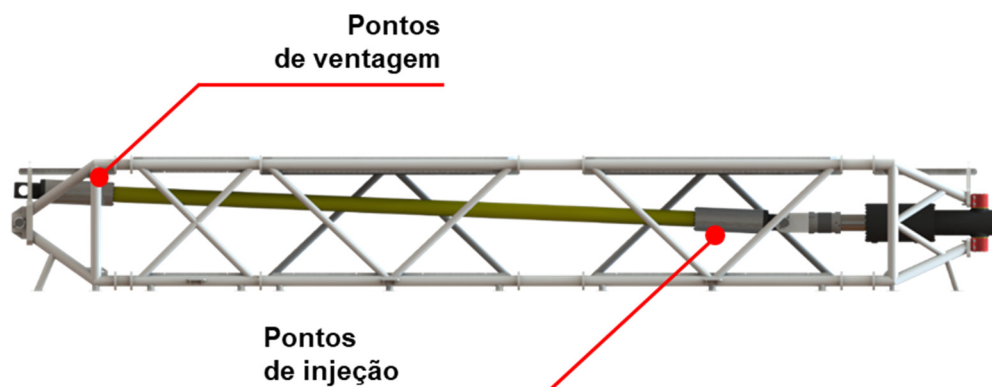


Figura 73 – Esquema de montagem da amostra (Fonte: o Autor).

A amostra montada na bancada, conforme Figura 74, foi instrumentada nos pontos estratégicos com o intuito de levar os dados obtidos aos sistemas de aquisição e monitoramento. Após a instrumentação foram iniciadas as manobras iniciais de vácuo e purga com nitrogênio visando a obtenção de uma atmosfera inerte, livre de O_2 na região anular da amostra.



Figura 74 – Montagem da bancada com a amostra (Fonte: o Autor).

A amostra de teste foi pressurizada com água. Esta pressão foi mantida constante, através de acumuladores, com a maior precisão possível durante a ciclagem, visto que a pressão interna pode variar durante o ensaio devido às flutuações de carga. A amostra teve a região anular alagada com a injeção de gás CO_2 com pressão interna levemente positiva, para manutenção da saturação.

5.4.1.1. Sistemas de monitoramento e controle

O atuador hidráulico da bancada de testes foi controlado por um sistema de pressurização e de controle hidráulico MTS. A cada bloco de carregamento foi gerado um arquivo com informações sobre este, tais como o número de ciclos, o deslocamento, a força e o tempo de ensaio. Além do sistema de controle de ensaios MTS, foi utilizado o sistema Catman AP para o monitoramento dos dados e eventos do ensaio.

5.4.1.2. Sistema de alagamento do anular

Para a realização do ensaio, foi utilizado um sistema específico para alagamento do anular, composto por três *racks*. O sistema completo engloba cilindros, bombas e válvulas utilizados no ensaio, conforme mostra a Figura 75.

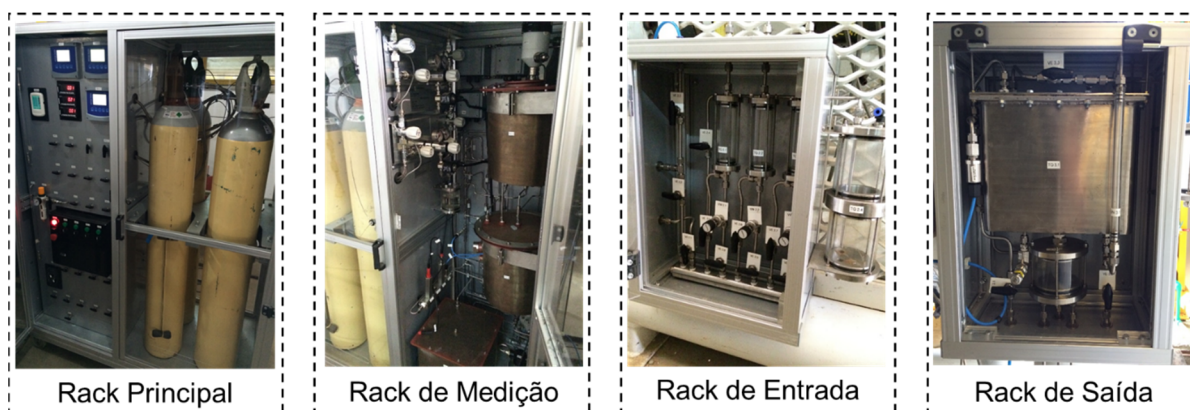


Figura 75 – Sistema de alagamento do anular – STAA (Fonte: o Autor).

5.4.1.2.1. Manobras

As manobras, isto é, os conjuntos de manipulações e sequência de abertura e fechamento de válvulas, responsáveis pela liberação de gases ou líquidos para o sistema do ensaio, foram realizadas durante as etapas do ensaio e estão descritas nas seções subsequentes.

5.4.1.2.1.1. Inertização e limpeza das linhas

O processo de inertização do anular da amostra foi realizado por ciclos de vácuo e purga com nitrogênio, repetidos de forma alternada por três vezes. Utilizando uma bomba de vácuo, foi aplicado um diferencial de pressão negativo na amostra,

com o objetivo de remover impurezas, oxigênio e demais gases da linha. Para remoção de outros gases que ainda poderiam estar presentes na amostra, foi realizada a liberação de gás nitrogênio no sistema de ensaio.

5.4.1.2.1.2. Preenchimento dos tanques

Os tanques de reserva e de saturação foram preenchidos com água do mar sintética preparada em laboratório conforme ASTM D1141. Inicialmente o tanque de reserva foi preenchido com água do mar sintética, em seguida sua parte superior foi pressurizada com CO₂, objetivando a transferência do fluido presente neste tanque para o tanque de saturação.

5.4.1.2.1.3. Desaeração e saturação da solução

O processo de vácuo nos tanques foi realizado, visando remover todo o O₂ existente no interior das linhas de gás, da solução e da autoclave de ensaio. Após finalizar o primeiro ciclo, N₂ foi injetado no interior da autoclave até que se atinja a pressão absoluta de 1,5 bara. O N₂ é utilizado para arrastar todo o O₂ restante do primeiro ciclo de vácuo. Este processo (ciclos de vácuo-N₂) foi repetido por 3 vezes, com o intuito de tornar o ambiente totalmente livre de O₂.

Com o sensor de oxigênio dissolvido posicionado na autoclave de desaeração, a leitura é realizada informando sua concentração, que deve ser inferior a 5 ppb. Então, é iniciada a transferência da solução já desaerada, da autoclave de desaeração para o interior da autoclave de saturação. Neste momento, satura-se a solução com o gás em questão por um período de 24 horas. Finalizado este período, foi obtida uma solução salina contendo 115.000 ppm de NaCl, desaerada e saturada com o gás definido, no caso o CO₂.

A temperatura da solução é então medida, sendo avaliado também o pH da solução. Os controles de pH e oxigênio dissolvido são realizados com os mesmos sensores utilizados nas curvas S-N. As medições de pH são realizadas no início e no final de cada etapa, conforme descrito no item anterior. Já a quantidade de oxigênio dissolvido é monitorada durante todo o procedimento, assegurando um nível de até 5 ppb. A calibração do sensor de pH é realizada com a utilização de tampões de pH 4 e 7, fornecidos pelo fabricante. A calibração do sensor de oxigênio é feita pela técnica ao ar como recomendada pelo fabricante, garantindo assim medidas de até 5 ppb.

5.4.1.2.1.4. Transferência da solução para a amostra

Para preencher o anular da amostra, o tanque de saturação foi pressurizado com CO₂ empurrando a água do mar saturada para o interior do anular, preenchendo a região que anteriormente havia passado pelo procedimento de inertização.

5.4.1.2.1.5. Borbulhamento de CO₂ e monitoramento

Para manter um fluxo contínuo de CO₂ nas entradas da amostra, foi realizada a manobra de borbulhamento, onde o CO₂ foi injetado no conector do lado móvel (atuador hidráulico) e saída no lado fixo. O fluxo de bolhas foi monitorado por meio de câmeras, e ajustado quando necessário.

A temperatura da solução foi então medida, sendo averiguado o pH da solução. O gás (CO₂) permanece borbulhando pelo sistema de alagamento, através da amostra, durante o período do ensaio, objetivando manter a saturação da solução, e seu fluxo é controlado visualmente através de um “borbulhador”, sendo considerado ideal 3 bolhas/s (bolhas por segundo) dentro desta.

Associada a manobra de borbulhamento, foi realizada periodicamente a manobra de medição do nível de saturação de CO₂, nível de O₂ e pH e, em alguns casos, foi realizada a medição do ferro dissolvido da solução presente no anular por titulação potenciométrica de oxi-redução de alíquotas de fluido de teste removidas. O monitoramento de pH, CO₂ e O₂ dissolvido foi realizado por equipamentos modelo InPro 3250i, 6850i e Biotech, respectivamente, comercializados pela Mettler Toledo. As medidas dos três parâmetros são monitoradas semanalmente durante todo o teste, através de sensores montados no sistema de anular alagado (STAA). A quantidade de oxigênio dissolvido é monitorada durante todo o procedimento, assegurando um nível de até 5 ppb, sendo desejável que este se mantenha abaixo de 2 ppb pelo maior período possível.

5.4.1.3. Instrumentação

Para a aquisição dos dados do teste, a amostra foi instrumentada com os seguintes dispositivos: uma célula de carga; três termopares; uma célula de pressão; dois inclinômetros; quinze sensores de emissão acústica; dois sensores de aceleração; dois sensores de deslocamento e dois sensores de pressão.

5.4.1.3.1. Sensores de força e pressão

Foram utilizados uma célula de carga de 2.200 kN da marca Honeywell modelo 3130, integrada à bancada de ensaios e dois transdutores de pressão de 250 bar da marca HBM modelo P8AP, sendo uma em cada câmara do atuador para fornecer uma leitura redundante de carga. Essas células de pressão foram conectadas ao sistema de aquisição e através de um canal matemático que utiliza a área do êmbolo para o cálculo da carga aplicada. Para a pressão interna, foram utilizadas duas células de pressão da marca Zurich modelo PSI-010.

5.4.1.3.2. Sensores de ângulo de torção

Para medição do ângulo de torção global da estrutura, foram instalados dois inclinômetros inerciais da marca Shereborne modelo LSOC-145L, um em cada extremidade da amostra.

5.4.1.3.3. Sensores de elongação/deslocamento

Foram utilizados dois sensores de deslocamento, um deles instalado ao longo do comprimento da amostra para medição do alongamento global da estrutura da marca Gefran modelo LT-M. O outro sensor foi instalado na haste do cilindro hidráulico da marca Balluff modelo Micropulse BTL5-A11.

5.4.1.3.4. Sensores de temperatura

Um sensor de temperatura foi fixado junto à capa do duto para monitorar a temperatura da amostra durante o ensaio. Além deste, outro termopar foi utilizado para monitorar a temperatura ambiente e um terceiro foi utilizado para monitorar a temperatura do fluido no interior da amostra. Todos os sensores de temperatura atualizados foram termopares tipo K, da marca ThermoMax.

5.4.1.3.5. Sensores de parada

Os sensores de parada fazem parte de um sistema associado aos sensores de carga e deslocamento utilizados no controle do ensaio. De tal modo que o sistema hidráulico desligue automaticamente quando os parâmetros de carga e deslocamento ultrapassam os padrões do bloco de carregamento pré-estabelecidos.

5.4.1.3.6. Detecção de rupturas

A detecção das rupturas das armaduras de tração ocorridas durante ensaios em escala real é realizada através da avaliação da assinatura característica obtida através de três técnicas de ensaios não destrutivos: monitoramento de vibrações, monitoramento do ângulo de torção e emissão acústica, conforme descrito a seguir.

5.4.1.1. Monitoramento de vibrações

Para realizar o monitoramento de vibrações da amostra e conectores durante o ensaio, foi desenvolvido no LAMEF-UFRGS um sistema de monitoramento de vibrações, SMVR.

O sistema é composto por três acelerômetros, dois destes fixados na parte superior dos conectores da amostra, e um fixado na própria amostra na região central do corpo tubular. O sistema opera utilizando limiares mínimos de vibração. Ao se adquirir sinais que superem esse limiar, os dados são salvos em arquivos para futura observação e tratamento de informações. Na Figura 76, pode-se ver um diagrama da disposição dos acelerômetros na amostra.

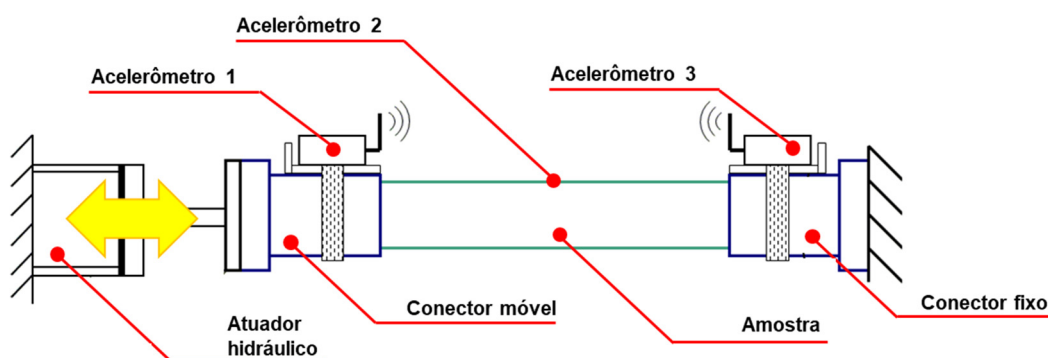


Figura 76 – Diagrama do posicionamento dos acelerômetros (Fonte: o Autor).

Os sinais que ultrapassam os limiares estabelecidos podem demonstrar a ocorrência de uma ou mais rupturas (fios da amostra de duto flexível).

5.4.1.1. Monitoramento do ângulo de torção

Para realizar a medição contínua do ângulo de torção do duto flexível, foi desenvolvido no LAMEF-UFRGS um sistema capaz de realizar o monitoramento dessa variável, o SMAR.

O sistema é composto por duas unidades de medição. Cada unidade é fixada sobre um dos conectores da amostra de linha flexível. O sistema realiza a aquisição contínua dos dados e os armazena em meio magnético, o que permite analisar a evolução da variação angular da amostra ao longo do ensaio. Os dados obtidos da aquisição também podem ser observados em tempo real junto ao software supervisor no computador. Na Figura 77, pode-se ver o posicionamento das unidades de medição na amostra.

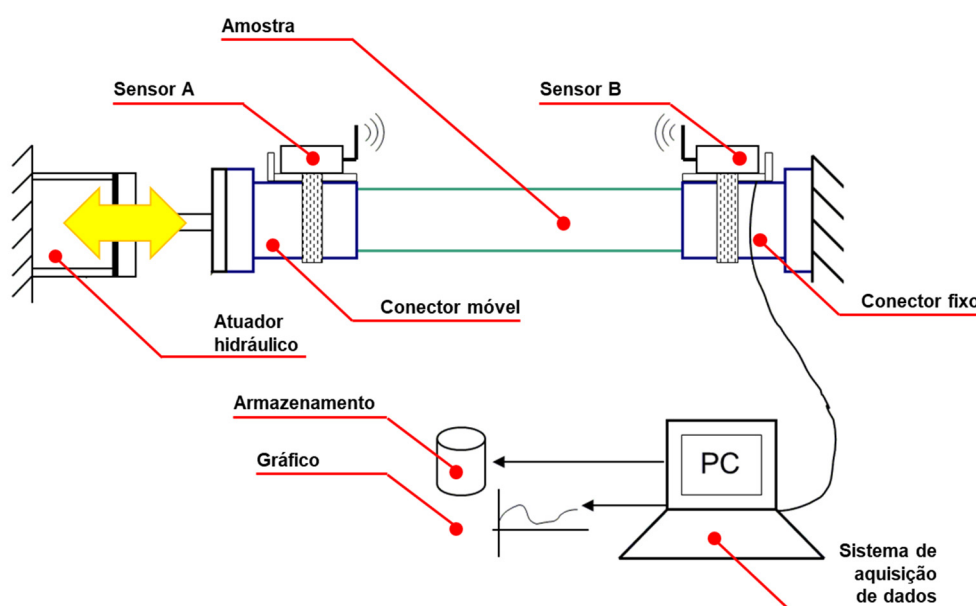


Figura 77 – Diagrama da montagem do SMAR no ensaio (Fonte: o Autor).

A variação do ângulo no tempo pode demonstrar uma ruptura quando se verifica uma alteração de comportamento do sinal. Uma mudança aparente é a variação da média do sinal (CLARKE, 2011).

5.4.1.2. Emissão acústica

Os dados de emissão acústica foram adquiridos com o uso de um equipamento DISP-16C da Physical Acoustics Corporation (PAC) e 16 sensores ressonantes em 150 kHz, modelo R15I-AST da PAC. A distribuição dos sensores pode ser observada na Figura 78. O limiar utilizado para a detecção foi de 45 dB para os sensores colocados na capa (sensores 3, 4, 6, 7, 13, 14) e de 55 dB para os sensores montados nos conectores (sensores 1, 2, 15, 16).

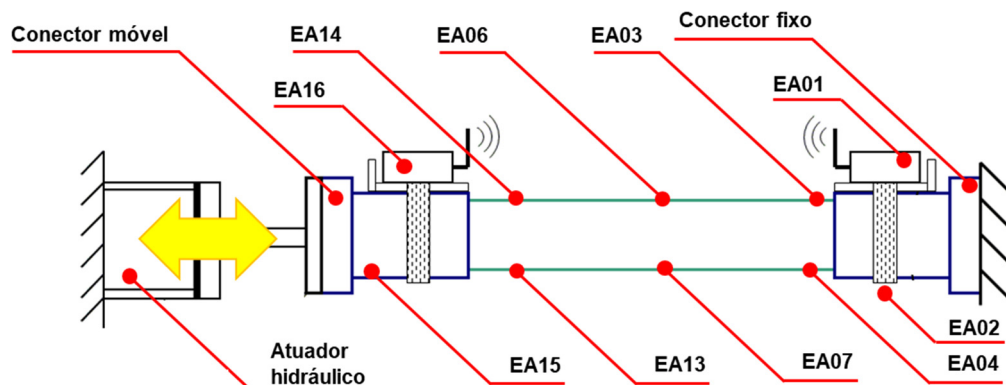


Figura 78 – Representação esquemática do posicionamento dos sensores de emissão acústica ao longo da amostra (Fonte: o Autor).

Um arquivo com os dados de emissão acústica adquiridos é gerado a cada 6 horas, de modo que em eventuais falhas do sistema, apenas uma pequena parte dos dados é perdida. Devido à grande quantidade de informações decorrente do ensaio, o aparelho de emissão acústica é operado apenas no modo de paramétricos, não sendo adquiridas formas de onda.

Sinais registrados com sensores acoplados à capa externa sofrem maior atenuação, devido à presença da própria capa polimérica, o que reduz a ocorrência de registro de sinais espúrios (CLARKE, 2011).

5.4.1.3. Análise dos dados e detecção de eventos

A Figura 79 apresenta um exemplo de assinatura característica de um evento indicativo de ruptura através das três técnicas empregadas. A análise dos resultados será baseada em desdobramentos recentes da metodologia apresentada por CLARKE (2011).

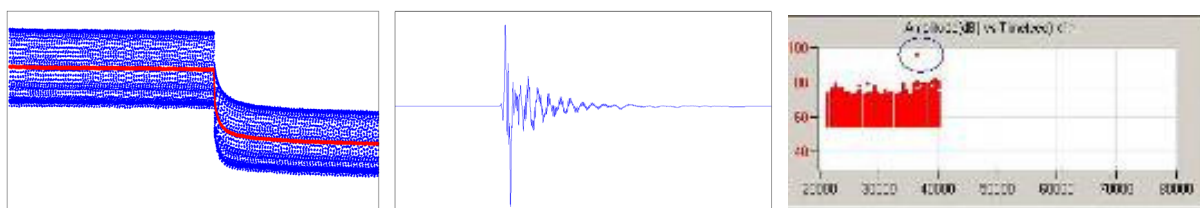


Figura 79 – Assinaturas típicas de eventos indicativos de ruptura em sistemas de monitoramento angular, de vibração e acústico, respectivamente (Fonte: o Autor).

5.4.1.4. Blocos de carregamento

Antes do início do teste, foi realizado o carregamento de pré-teste (FAT) atendendo aos requisitos da Tabela 9.

Tabela 9 – Parâmetros de carregamento de pré-teste (Fonte: o Autor).

T (kN)	Pressão interna (bar)	Pressão externa (bar)
1.800	350	1

A Tabela 10 apresenta os valores de carregamentos impostos à amostra durante o teste. Inicialmente, foram estabelecidos 8 blocos de carregamento divididos em fase de vida (blocos 1 a 6) e fase de dano (blocos 7 e 8). A frequência de teste adotada foi de 0,2 Hz, sendo recomendado pelas normas valores entre 0,2 e 0,4 Hz. O critério de parada, final do teste, foi determinado como a detecção de 14 eventos indicativos de ruptura de fios da armadura de tração.

Tabela 10 – Blocos de carregamento do teste em escala real (Fonte: o Autor).

Bloco	T_{min} (kN)	T_{max} (kN)	P_{int} (bar)	P_{ext} (bar)	Nº de ciclos
1	1.106	1.394	350	1	1.000.000
2	1.024	1.476	350	1	400.000
3	972	1.528	350	1	400.000
4	921	1.579	350	1	200.000
5	900	1.600	350	1	250.000
6	879	1.621	350	1	250.000
7	858	1.642	350	1	250.000
8	837	1.663	350	1	250.000

5.4.1.5. Análise de falha

Durante a dissecação da linha flexível, após o teste em escala real, foram identificados os fios rompidos. Estes e seus adjacentes foram devidamente identificados e seccionados para ser realizada a análise de falha. Todos os fios rompidos foram submetidos à inspeção visual, análise em lupa de baixo aumento, análise via microscopia ótica e eletrônica de varredura e perfil de microdureza

horizontal e vertical. Os fios adjacentes a estes foram submetidos à análise de trincas via métodos de líquido penetrante e partículas magnéticas.

5.4.1.5.1. Inspeção visual

Na seção do corpo tubular, foi realizado um exame visual da superfície de todas as tiras. Esse exame foi realizado com a finalidade de detectar áreas de corrosão e descontinuidades visíveis a olho nu. Em casos de dúvida foi utilizado um estereoscópio para complementar o exame visual.

No conector, todos os fios não rompidos foram cortados a 100 mm da entrada do conector, sendo estes em seguida devidamente limpos e inspecionados visualmente, com ênfase nas proximidades da região onde se encontrava o anel de montagem. Os fios em piores condições foram separados para análise por líquido penetrante e partículas magnéticas, na tentativa de identificar trincas iniciadas.

5.4.1.5.2. Líquidos penetrantes

Foi analisada a presença de trincas nos fios adjacentes às rupturas via líquido penetrante. O ensaio por líquidos penetrantes foi realizado em todas as amostras separadas durante a inspeção visual, com procedimento padrão utilizando solvente de limpeza, líquido penetrante e revelador.

5.4.1.5.3. Partículas magnéticas

O ensaio por partículas magnéticas pode ser aplicado para detectar fissuras e outras descontinuidades superficiais e subsuperficiais em materiais ferromagnéticos. A sensibilidade é maior para as descontinuidades superficiais e diminui rapidamente com o aumento da profundidade das descontinuidades subsuperficiais.

Os ensaios foram realizados com base na norma Petrobras N-1598, ASME seção V artigo 7 e ASTM E709. Foi analisada a presença de trincas nos fios adjacentes às fraturas via partículas magnéticas fluorescentes em via úmida (óleo).

O ensaio por meio de partículas fluorescentes foi executado em uma área escurecida (inferior a 20 lux), com iluminação de luz ultravioleta, utilizando a luminária portátil. Pelo menos 2 ensaios separados foram executados em cada área, sendo que as linhas de fluxo magnético do segundo ensaio estavam aproximadamente perpendiculares (ângulo alternado entre 50° e 130°) às aquelas do primeiro ensaio.

5.4.1.5.4. Microscopia ótica

As superfícies de fratura foram analisadas em lupa digital de baixo aumento a fim de identificar os possíveis pontos de início da fratura. Através desta análise, foi possível identificar a região de início em cada uma das amostras.

Foram realizados registros na lupa de baixo aumento e em microscópio óptico das condições superficiais na região de início da falha de todos os fios para verificar a presença de eventuais riscos de fabricação ou pites de corrosão que acarretariam uma redução da vida em fadiga dos fios.

5.4.1.5.5. Microscopia Eletrônica de Varredura (MEV)

Foram realizadas análises em MEV a fim de se caracterizar as regiões de início de falha em cada uma das amostras. As superfícies de fratura foram avaliadas para a observação dos micromecanismos de falha nestas regiões.

5.4.2. Modelo numérico de duto flexível completo

Foram utilizados modelos numéricos globais para descrever a intensificação de tensões em fios adjacentes aos que sofreram rupturas na armadura de tração externa. Os modelos utilizados consideraram as mesmas propriedades descritas no trabalho de BORGES (2017), aplicando alterações na quantidade dos fios das armaduras de tração e geometria da seção transversal, visando adequar às características do duto em avaliação. Foi alterado também o sentido do deslocamento aplicado durante o ensaio, que no trabalho original foi compressivo neste caso é trativo.

Os modelos foram construídos com o software de CAD 3D, Solidworks x64 2014 e posteriormente importados no software de CAE, Abaqus versão 6.12-1. Os modelos tridimensionais não lineares em elementos finitos foram desenvolvidos com o modulo dinâmico (Abaqus Explicit) e utilizando elementos de casca isotrópicos (*shell elements*). A malha de elementos finitos foi gerada garantido um número mínimo de 5 elementos na largura dos fios da armadura de tração e pelo menos 40 elementos no diâmetro das camadas contínuas. Um estudo de convergência de malha foi realizado para determinação destes valores. Informações adicionais sobre o modelo utilizado podem ser encontradas também no trabalho desenvolvido por TALGATTI (2013).

6. RESULTADOS

Esta seção condensa os resultados dos ensaios, modelos numéricos e análises realizadas com base nas técnicas e metodologias anteriormente apresentadas. Tais resultados serão discutidos e comparados com a literatura em seção subsequente.

6.1. Caracterização de materiais

6.1.1. Armadura de tração

6.1.1.1. Ensaios de tração

Para as amostras helicoidais, os resultados gerados não são adequados para a construção de gráficos tensão-deformação convencionais. De fato, isto acontece porque, devido à natureza geométrica das amostras, os campos de tensões gerados pelos ensaios não se distribuem de forma homogênea ao longo da seção transversal do fio. A maioria das rupturas ocorreu fora da área do comprimento útil do *clip-gauge*, invalidando também a região plástica (não linear) do gráfico. Desta forma, os resultados serão apresentados apenas em forma tabular.

A Tabela 11 apresenta os resultados dos ensaios de tração, indicando as propriedades: limite de escoamento, limite de resistência à tração e módulo de elasticidade para fios helicoidais.

Tabela 11 – Resultados para fios helicoidais, dutos de 6" (Fonte: o Autor).

Amostra	Limite de escoamento (MPa)	Resistência à tração (MPa)	Alongamento (%)
6-149/3	1.216	1.462	7,2
6-148/3	1.222	1.484	8,7
6-144/3	1.216	1.462	8,3
Média	1.218	1.470	8,1
Desvio Padrão	3	12	7,7

Para as amostras planas, os resultados dos ensaios de tração estão apresentados, na forma de curvas tensão versus deformação, na Figura 80 e de forma tabular, na Tabela 12.

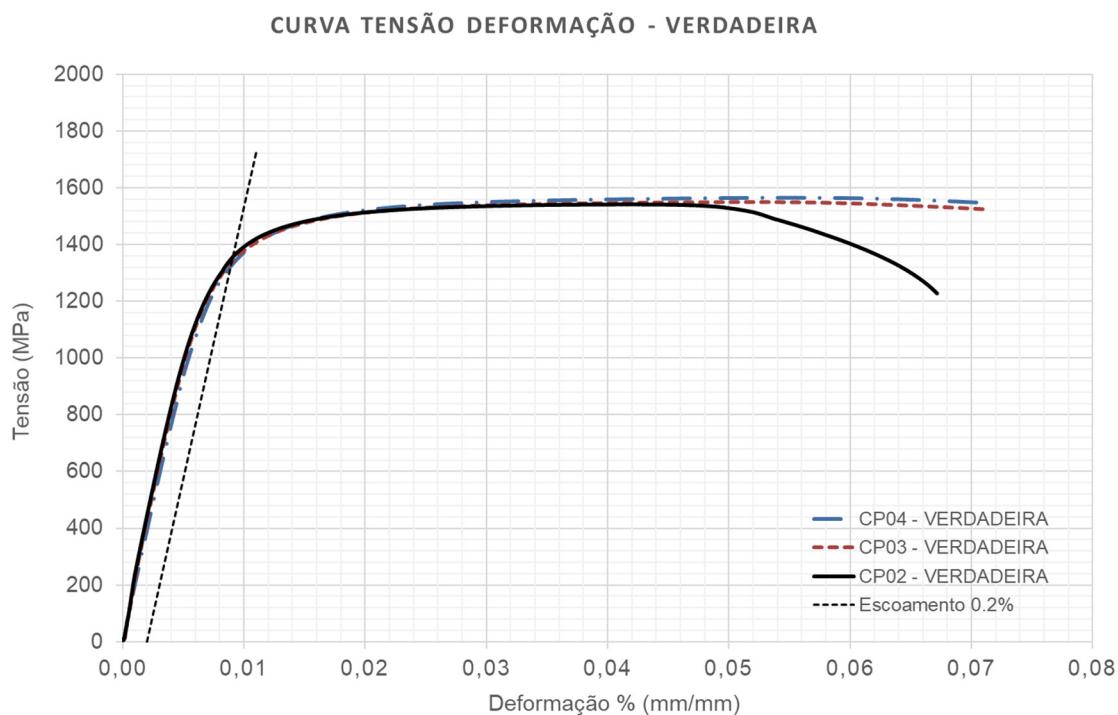


Figura 80 – Curvas tensão versus deformação para os ensaios realizados com fios planos (Fonte: o Autor).

Tabela 12 – Resultados para fios planos (Fonte: o Autor).

Amostra	Limite de escoamento (MPa)	Resistência a tração (MPa)	Módulo de elasticidade (MPa)
R-202	1.328	1.491	184.848
R-203	1.317	1.493	183.973
R-204	1.327	1.504	176.862
Média	1.324	1.496	181.894
Desvio Padrão	6	7	4.380

6.1.1.2. Caracterização metalúrgica

6.1.1.2.1. Avaliação Microestrutural

Em todas as amostras analisadas, a microestrutura foi composta de perlita fina. Foi detectada deformação (encruamento) no sentido de conformação do fio. Também foi observado que a superfície não apresentou descarbonetação nem,

descontinuidades, como trincas ou dobras. A Figura 81 e a Figura 82 ilustram as microestruturas das amostras analisadas.

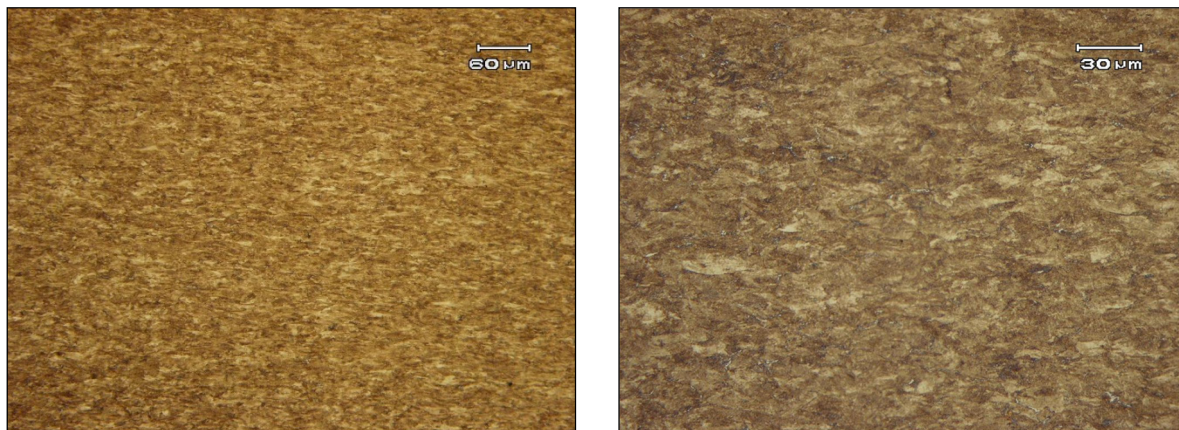


Figura 81 – Micrografia em MO mostrando a microestrutura perlítica (Fonte: o Autor).

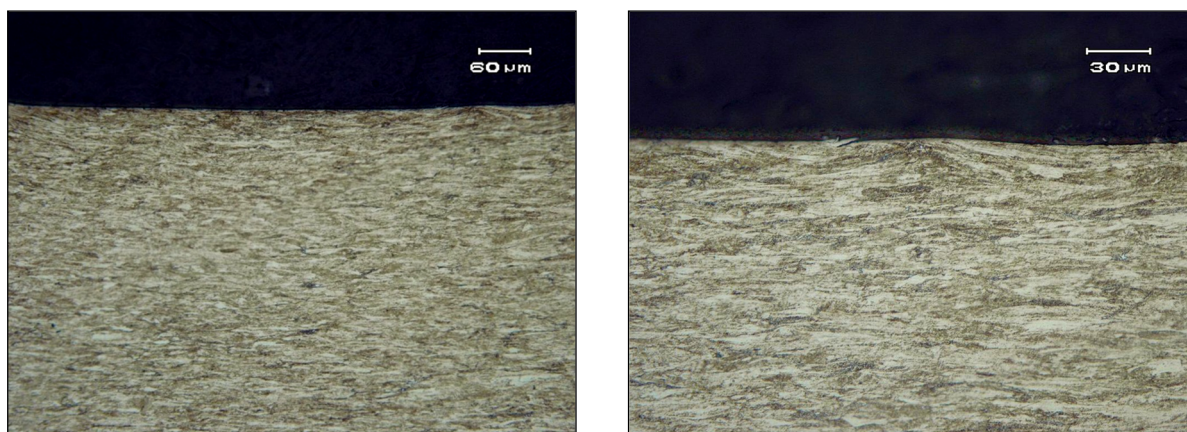


Figura 82 – Micrografia mostrando a superfície do material isenta de descontinuidades superficiais (Fonte: o Autor).

6.1.1.2.2. Microdureza

Foram gerados perfis de microdureza Vickers ao longo da seção transversal das amostras, utilizando carga de 200 gf e passo de 0,15 mm. Após obter os resultados, foi realizada uma média aritmética, a qual é apresentada na Figura 83, juntamente com os valores máximo e mínimo encontrados em cada ponto. O valor médio obtido foi de 445 ± 8 HV.

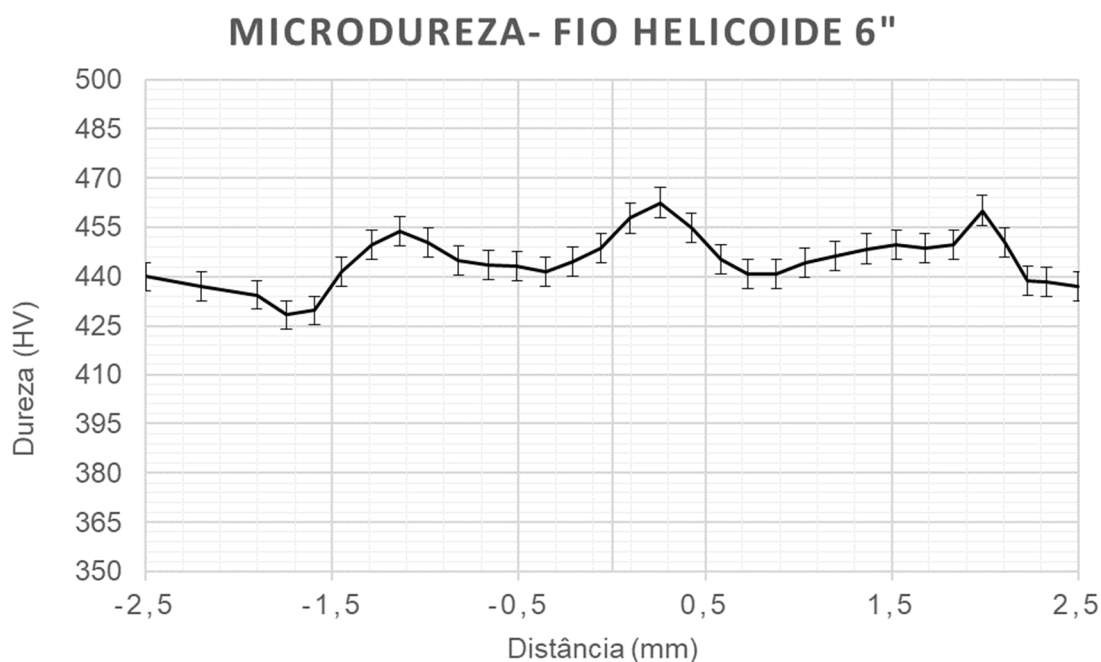


Figura 83 – Perfil de microdureza nas amostras (Fonte: o Autor).

6.1.1.2.3. Análise química

As análises químicas realizadas via espectrômetro de emissão ótica estão apresentadas nesta seção. A média dos resultados de três análises efetuadas em cada fio é apresentada na Tabela 13, na Tabela 14 e na Tabela 15.

Tabela 13 – Resultado da análise química da amostra 6 – 0145/3 (Fonte: o Autor).

COMPOSIÇÃO QUÍMICA (% em peso)									
C	Si	Mn	P	S	Cr	Mo	Ni	Al	Co
0,63	0,25	0,85	0,017	0,011	0,03	< 0,005	0,01	< 0,001	< 0,01
Cu	Nb	Ti	V	W	Pb	Sn	B	Fe	
0,021	0,002	0,001	0,002	< 0,01	< 0,002	0,002	0,0003	Bal.	

Tabela 14 – Resultado da análise química da amostra 6 – 0146/3 (Fonte: o Autor).

COMPOSIÇÃO QUÍMICA (% em peso)									
C	Si	Mn	P	S	Cr	Mo	Ni	Al	Co
0,63	0,26	0,87	0,016	0,009	0,04	< 0,005	0,013	< 0,001	< 0,01
Cu	Nb	Ti	V	W	Pb	Sn	B	Fe	
0,016	0,002	0,001	0,002	< 0,01	< 0,002	0,002	0,001	Bal.	

Tabela 15 – Resultado da análise química da amostra 6 – 0147/3 (Fonte: o Autor).

COMPOSIÇÃO QUÍMICA (% em peso)									
C	Si	Mn	P	S	Cr	Mo	Ni	Al	Co
0,66	0,25	0,82	0,016	0,008	0,025	< 0,005	0,009	< 0,001	< 0,01
Cu	Nb	Ti	V	W	Pb	Sn	B	Fe	
< 0,01	0,003	0,001	0,002	< 0,01	< 0,002	< 0,001	0,0006	Bal.	

6.1.1.2.4. Rugosidade

Os resultados das medições de rugosidade estão apresentados no APÊNDICE B, sendo que um compilado das medidas realizadas é dado na Tabela 16.

Tabela 16 – Média da rugosidade máxima (Fonte: o Autor).

Duto de origem do fio	Parâmetro de rugosidade	Posição	Média da rugosidade máxima (μm)	Desvio padrão (μm)
6"	Rt	A1	3,217	1,355
		A2	4,602	2,393
		A3	6,967	2,828
		A4	4,467	1,874
		B1	5,446	4,081
		B2	7,815	3,716
		L1	8,203	3,035
		L2	3,209	2,877

6.1.1.3. Tensões residuais

Nesta seção, estão apresentados os resultados de tensão residual medidas, em fios planos e helicoidais, pelas técnicas do método do furo cego e de difração de raios X.

6.1.1.3.1. Método do furo cego

Para a apresentação dos resultados de tensão residual, foi convencionado que as direções longitudinal e transversal são paralelas e perpendiculares à direção de

laminação, respectivamente. Os perfis de tensões residuais para cada situação podem ser observados da Figura 84 à Figura 88.

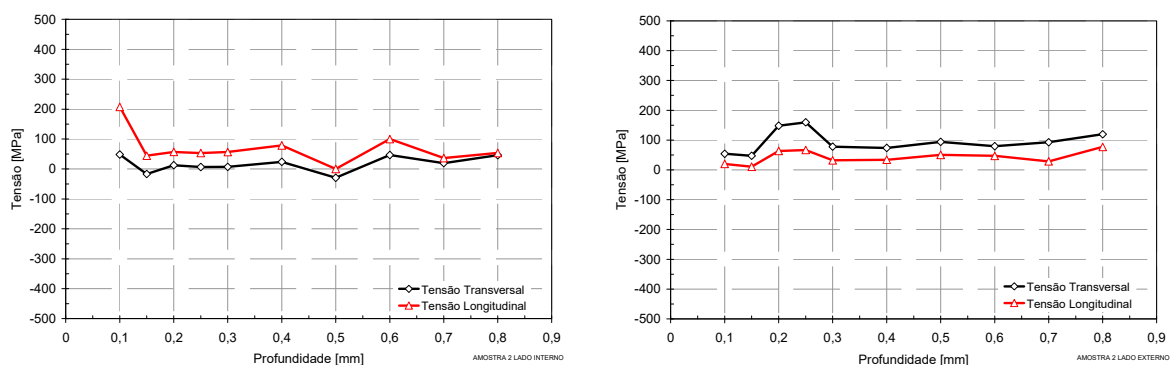


Figura 84 – Perfil de tensões residuais na amostra 2 nos lados interno e externo, respectivamente (Fonte: o Autor).

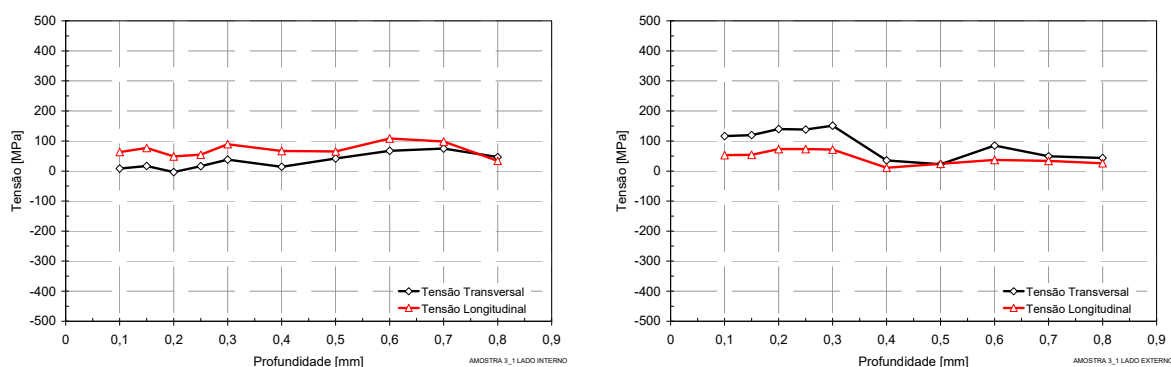


Figura 85 – Perfil de tensões residuais na amostra 3.1 nos lados interno e externo, respectivamente (Fonte: o Autor).

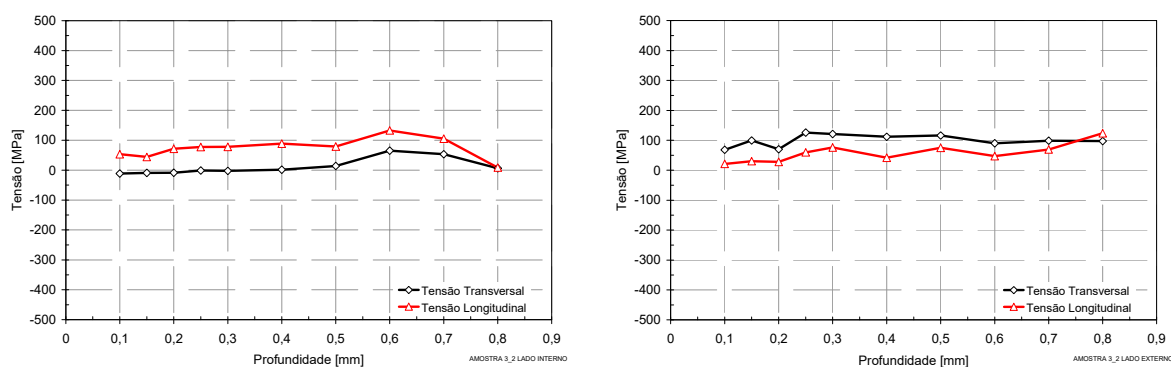


Figura 86 – Perfil de tensões residuais na amostra 3.2 nos lados interno e externo, respectivamente (Fonte: o Autor).

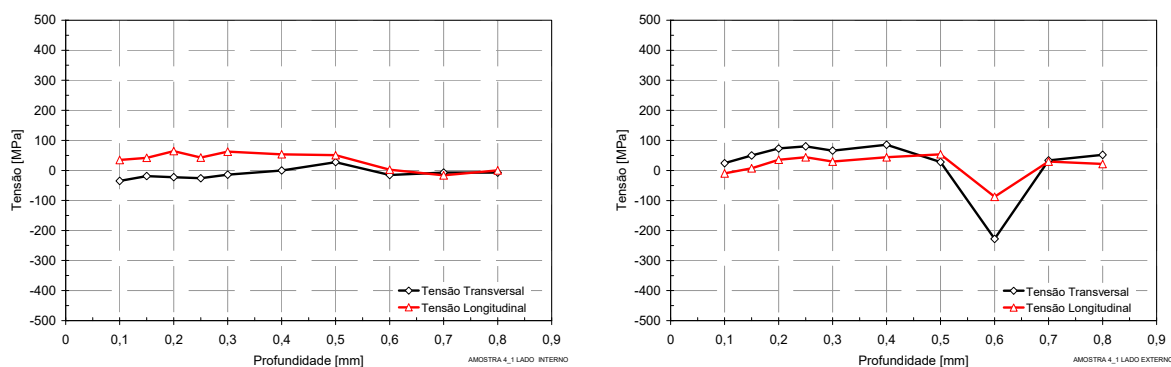


Figura 87 – Perfil de tensões residuais na amostra 4.1 nos lados interno e externo, respectivamente (Fonte: o Autor).

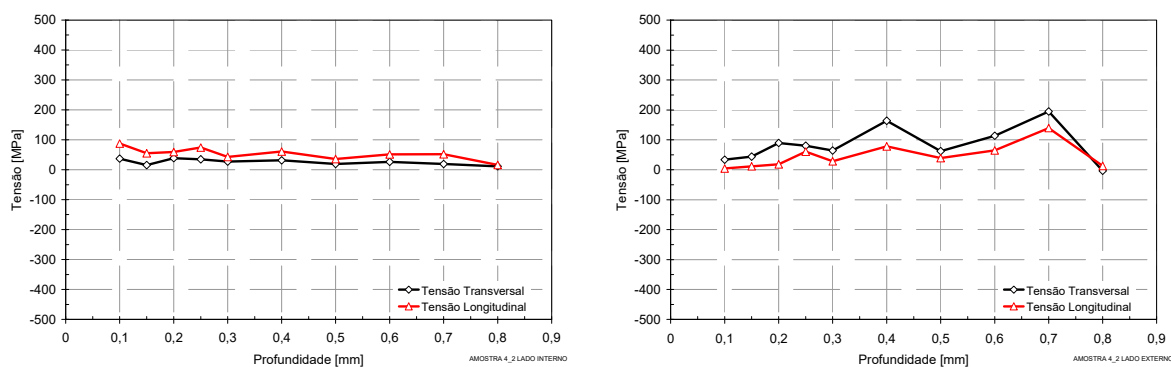


Figura 88 – Perfil de tensões residuais na amostra 4.2 nos lados interno e externo, respectivamente (Fonte: o Autor).

Essas amostras, com exceção da 4.1 externo, foram usinadas com fresa de diamante, a qual resultou em um melhor desempenho comparada à fresa de carbeto de tungstênio. A amostra 4.1, lado externo, foi usinada com fresa de carbeto de tungstênio. Ao final da usinagem, a fresa apresentou gumes de corte danificados. Isso pode explicar o fato de que o ponto 0,6mm apresentou tensões no sentido transversal da ordem de -228 MPa.

A Tabela 17 apresenta os valores máximos e médios para cada ensaio pelo método do furo cego. Nesta constam valores de tensão residual máxima e média nas direções transversal e longitudinal, medidas nas faces interna e externa dos fios da armadura de tração.

Tabela 17 – Tensões residuais transversais e longitudinais médias e máximas para o método do furo cego (Fonte: o Autor).

Amostra	Interno				Externo			
	Tensão Transversal (MPa)		Tensão Longitudinal (MPa)		Tensão Transversal (MPa)		Tensão Longitudinal (MPa)	
	Máxima	Média	Máxima	Média	Máxima	Média	Máxima	Média
2	56,19	20,10	207,61	68,88	159,56	94,62	76,96	42,98
3.1	74,74	31,96	108,34	70,42	150,93	89,92	73,43	45,58
3.2	65,17	10,79	132,87	74,03	125,96	99,90	123,94	57,33
4.1	27,48	-11,90	64,36	33,71	85,40	26,36	53,78	16,80
4.2	38,63	25,98	87,54	53,41	195,01	84,40	139,67	45,89
Méd.	52,44	15,39	120,14	60,09	143,37	79,04	93,56	41,72
Desv. Pad.	19,28	17,13	55,06	16,72	40,77	30,01	36,44	14,98

É preciso considerar também que o método do furo é um procedimento bastante confiável para profundidades da ordem do diâmetro da roseta, porém menos recomendável para medições mais superficiais. Para a avaliação das tensões residuais mais superficiais, a difração de raios X é a técnica mais apropriada.

6.1.1.3.2. Difração de raios X (DRX)

A Tabela 18 apresenta os valores de tensão residual, medidos pelo método de difração de raios X, para os lados interno e externo das amostras de armadura.

Tabela 18 – Tensões residuais medidas por DRX (Fonte: o Autor).

Amostra	Interno				Externo			
	Tensão Transversal (MPa)		Tensão Longitudinal (MPa)		Tensão Transversal (MPa)		Tensão Longitudinal (MPa)	
	Máxima	Média	Máxima	Média	Máxima	Média	Máxima	Média
A1	-116,00	-116,00	42,80	42,80	-97,60	-97,60	-242,90	-242,90
A2	-114,00	-114,00	98,50	98,50	-	-	-	-
B1	-36,90	-36,90	114,10	114,10	-5,10	-5,10	-320,80	-320,80
B2	-38,20	-38,20	120,60	120,60	-	-	-	-
Méd.	-76,28	-76,28	94,00	94,00	-51,35	-51,35	-281,85	-281,85
Desv. Pad.	44,72	44,72	35,37	35,37	65,40	65,40	55,08	55,08

6.1.1.4. Tenacidade à fratura

A Figura 89 e a Figura 90 apresentam as curvas carga-CMOD para a configuração SE(B) para diferentes amostras da armadura de tração de dutos flexíveis de 6", isto é, helicoidais e planas.

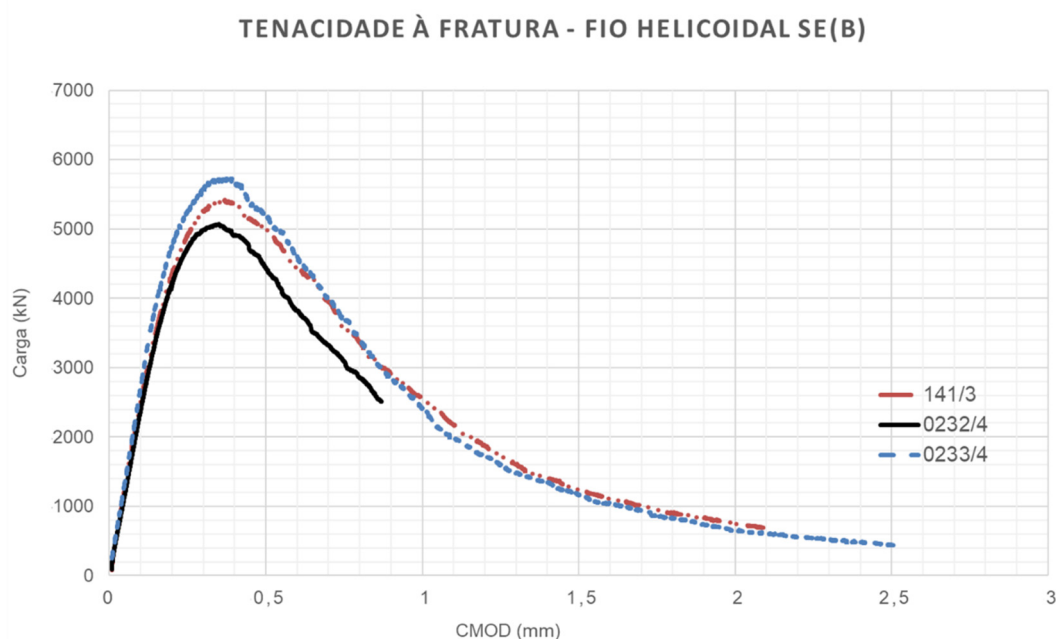


Figura 89 – Configuração SE(B) do fio de duto flexível de 6" (Fonte: o Autor).

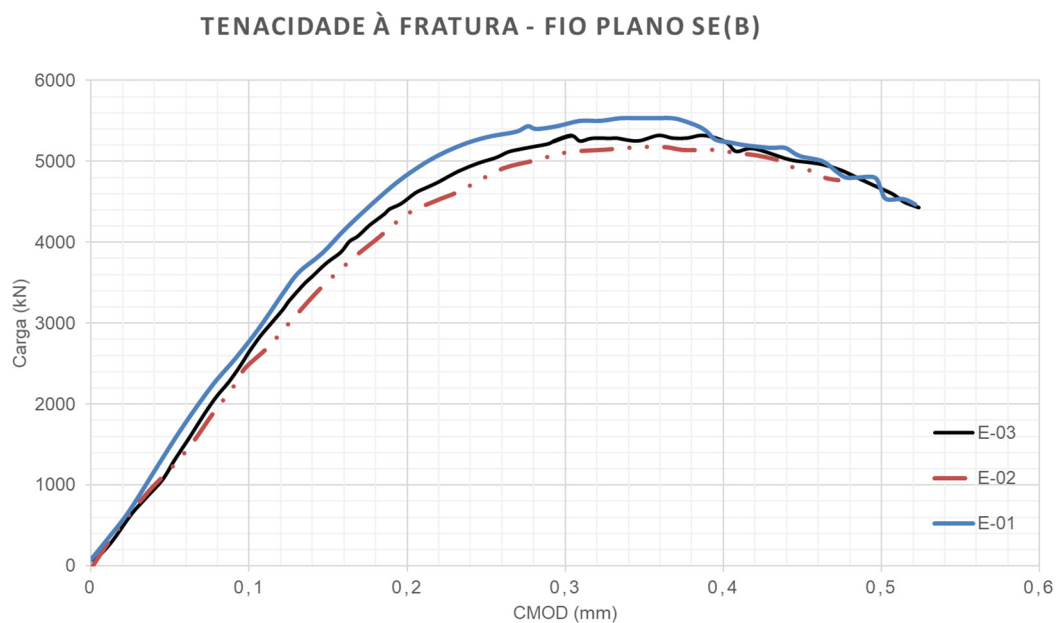


Figura 90 – Configuração SE(B) do fio de duto flexível de 6" plano (não helicoidal) (Fonte: o Autor).

A Figura 91 apresenta as curvas carga-CMOD para a configuração SE(T) de diferentes amostras helicoidais da armadura de tração de um duto flexível de 6".

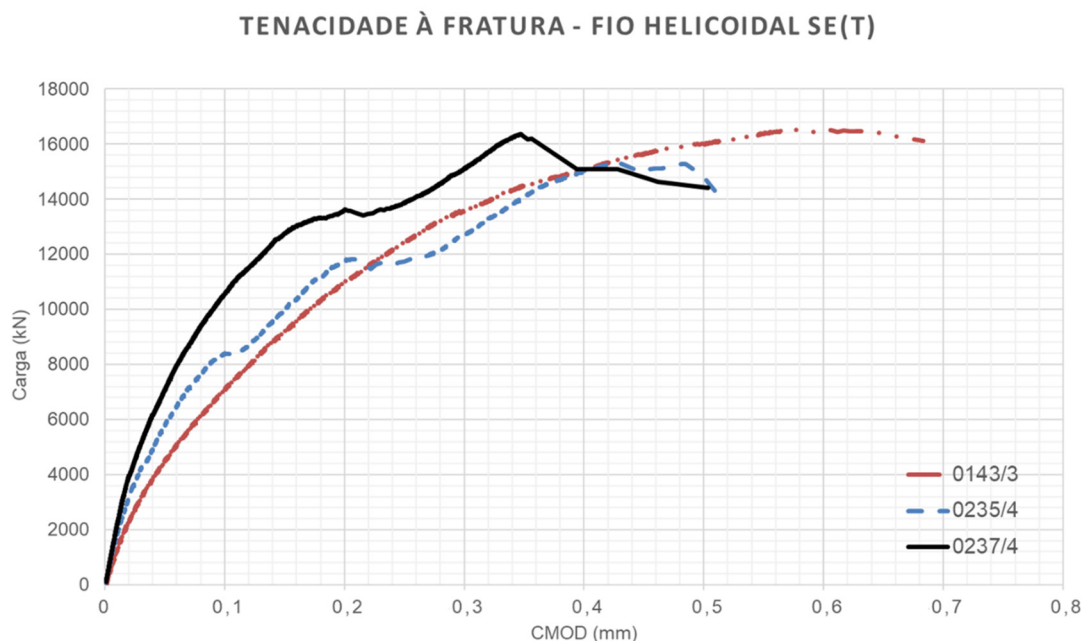


Figura 91 – Configuração SE(T) do fio de duto flexível de 6" (Fonte: o Autor).

A Tabela 19 e a Tabela 20 apresentam as medidas realizadas dos corpos de prova e os resultados de tenacidade à fratura obtidos para a configuração SE(B), para os fios planos e helicoidais, respectivamente. Já Tabela 21 apresenta as mesmas informações, para os corpos de prova do tipo SE(T).

Tabela 19 – Dimensões dos corpos de prova do tipo SE(B) – fios planos e valores de tenacidade à fratura (Fonte: o Autor).

Duto	Amostra	B (mm)	W (mm)	a (mm)	δ_{uc} (mm)	J _{uc} (kJ/m ²)
6"	0233/4	5,04	13,50	6,21	0,038	93
6"	0141/3	5,02	13,54	6,43	0,037	92
6"	0232/4	4,96	12,94	5,96	0,040	97
Média					0,038	94
Desvio Padrão					0,0015	2,65

Tabela 20 – Dimensões dos corpos de prova do tipo SE(B) – fios helicoidais e valores de tenacidade à fratura (Fonte: o Autor).

Duto	Amostra	B (mm)	W (mm)	a (mm)	δ_{uc} (mm)	J _{uc} (kJ/m ²)
6"	E-01	5,04	15,01	7,87	0,026	61
6"	E-02	5,01	15,04	7,50	0,024	55
6"	E-03	5,03	15,02	7,45	0,027	63
Média					0,026	60
Desvio Padrão					0,015	4,16

Tabela 21 – Dimensões dos corpos de prova do tipo SE(T) – fios helicoidais e valores de tenacidade à fratura (Fonte: o Autor).

Duto	Amostra	B (mm)	W (mm)	a (mm)	δ_{uc} (mm)	J _{uc} (kJ/m ²)
6"	0237/4	4,93	13,69	7,27	0,056	103
6"	143/3	4,93	13,23	8,15	0,099	176
6"	0235/4	4,93	13,08	6,49	0,068	120
Média					0,074	133
Desvio Padrão					0,022	38,19

6.1.1.5. Curvas de fadiga (S-N)

Esta seção apresenta os resultados obtidos em forma gráfica para o número de ciclos atingidos para os ensaios ao ar e para as demais condições em meio agressivo. Além destes, são apresentados os valores medidos de tensão ($\sigma_{\text{máx}}$ e σ_{min}) e parâmetros do meio como, pH e oxigênio dissolvido.

O procedimento apresentado pela norma ASTM E739 foi empregado para o cálculo dos principais coeficientes necessários para a construção das curvas S-N, curvas médias e de projeto (considerando dois desvios, ou seja, confiabilidade de 95,44%). Os dados relativos às amostras que atingiram o *run out* do ensaio (2×10^6 ciclos) não foram considerados na interpolação das curvas. Para uma melhor visualização dos efeitos das condições estudadas, os limites dos eixos foram ajustados. As curvas médias e de projeto estão apresentadas de forma gráfica, sendo os seus respectivos coeficientes disponibilizados em forma tabular.

6.1.1.5.1. Curvas de fadiga ao ar

O limite de fadiga considerado nos ensaios realizados ao ar foi de 500 MPa. A Figura 92 apresenta as curvas ao ar levantadas a partir de fios planos e de fios helicoidais, plotadas com limite de fadiga. Os pontos de dados com marcadores sem preenchimento indicam que estes não foram considerados na construção das curvas devido a alguma anomalia no teste.

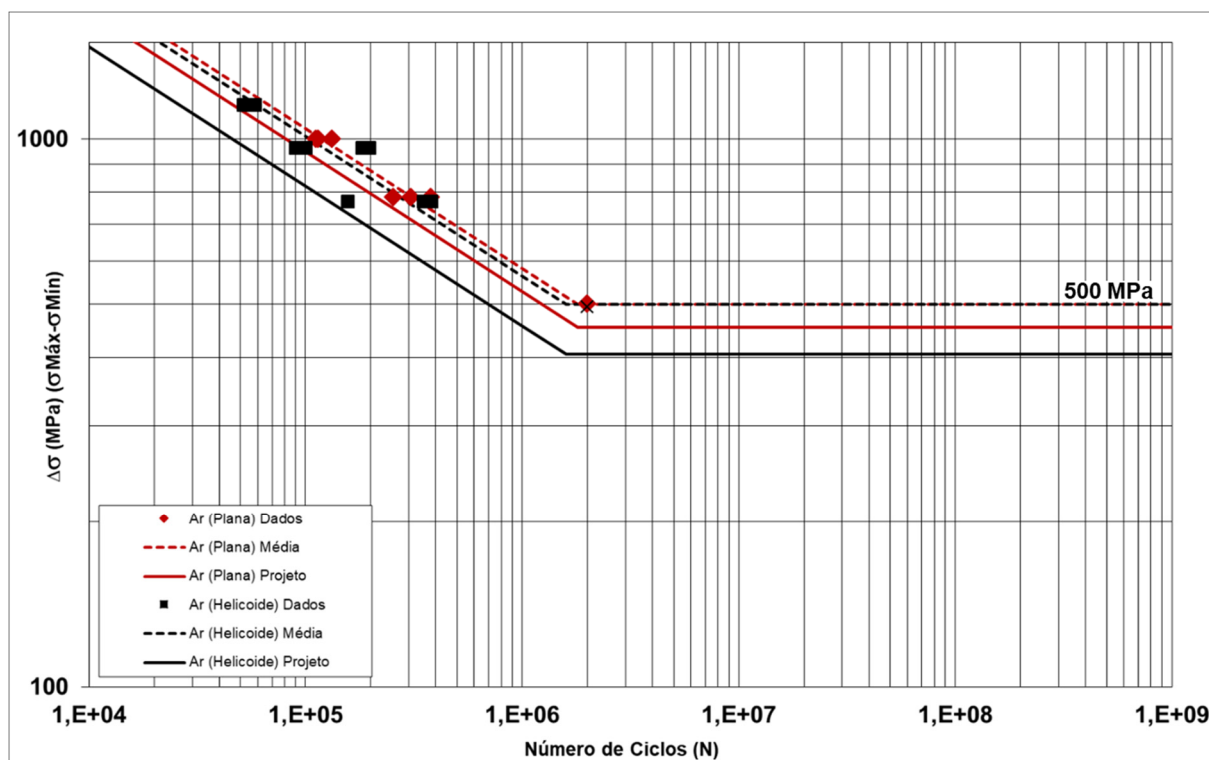


Figura 92 – Curvas S-N ao ar (Fonte: o Autor).

A Tabela 22 apresenta os coeficientes calculados para cada curva obtida: “m” (coeficiente angular ou inclinação da curva S-N), “log A” (coeficiente linear) e o desvio padrão.

Tabela 22 – Resultados dos ensaios de fadiga - condição ao ar (Fonte: o Autor).

Curva	Curva S-N - Fadiga ao ar			
	m	log A	log \bar{A}	Desvio Padrão
AR Fio Helicoidal	3,93	16,7678	16,4412	0,1557
AR Fio Plano	3,93	16,8569	16,6921	0,1501

6.1.1.5.2. Curvas de fadiga em meio agressivo

A Figura 93 apresenta duas curvas de corrosão-fadiga, sendo ambas produzidas na condição com água do mar sintética, sendo uma pura desaerada (N_2) e outra saturada com CO_2 , ambas plotadas sem limite de fadiga e sem considerar uma segunda inclinação.

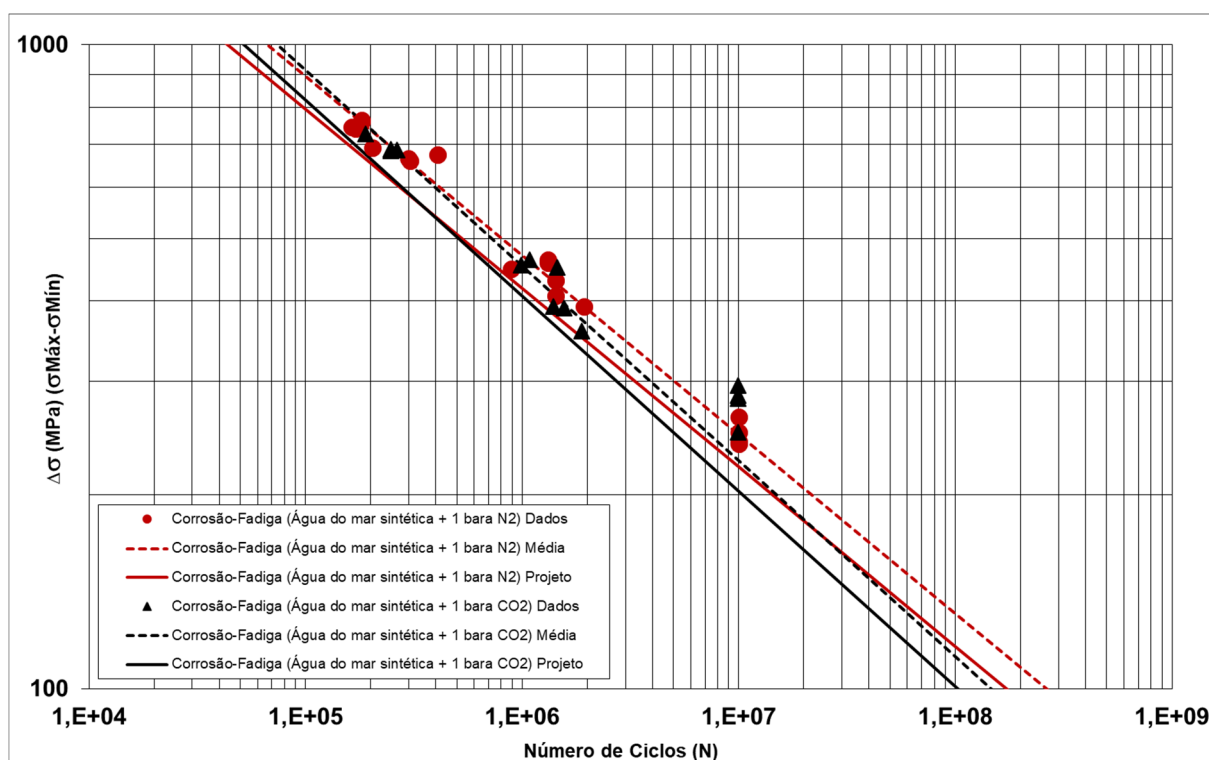


Figura 93 – Curvas S-N em meio agressivo (água do mar sintética desaerada e água do mar sintética desaerada saturada com CO_2 – 1bara) (Fonte: o Autor).

A Tabela 23 apresenta os coeficientes calculados para cada curva obtida: “m” (coeficiente angular ou inclinação da curva S-N), “log A” (coeficiente linear) e o desvio padrão.

Tabela 23 – Resultados dos ensaios de corrosão-fadiga (Fonte: o Autor).

Curva	Curva S-N – Corrosão-Fadiga			
	m	log A	log \bar{A}	Desvio Padrão
Corrosão-Fadiga – N_2	3,60	15,6196	15,4370	0,0830
Corrosão-Fadiga – CO_2	3,30	14,7588	14,6055	0,0670

6.2. Resina epóxi (conectores)

Esta seção apresenta os resultados dos ensaios de caracterização de resina epóxi utilizada nos conectores para a transferência de carga das armaduras de tração para suas partes fixas.

6.2.1. Ensaios de tração na resina

Os corpos de prova de compressão da resina epóxi apresentaram comportamento conforme esperado e a fratura ocorreu próxima à seção média. A Figura 94 apresenta os resultados de forma gráfica.

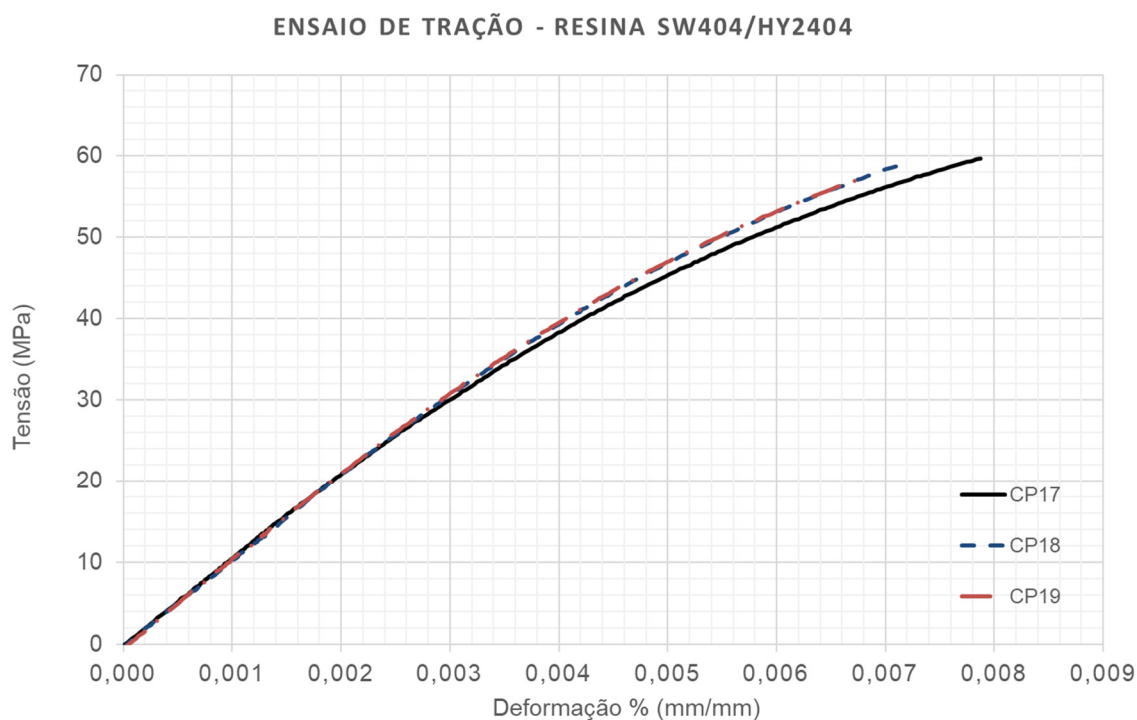


Figura 94 – Curvas de tensão-deformação de engenharia (Fonte: o Autor).

Os resultados obtidos, a média e o desvio padrão estão apresentados na Tabela 24.

Tabela 24 – Tensão máxima dos ensaios de tração (Fonte: o Autor).

Amostra	CP17	CP18	CP19	Média	Desvio Padrão
Max. (MPa) ¹	59,71	58,88	57,14	58,57	1,13

¹ Para o cálculo da tensão, foi utilizada a seção transversal teórica das amostras.

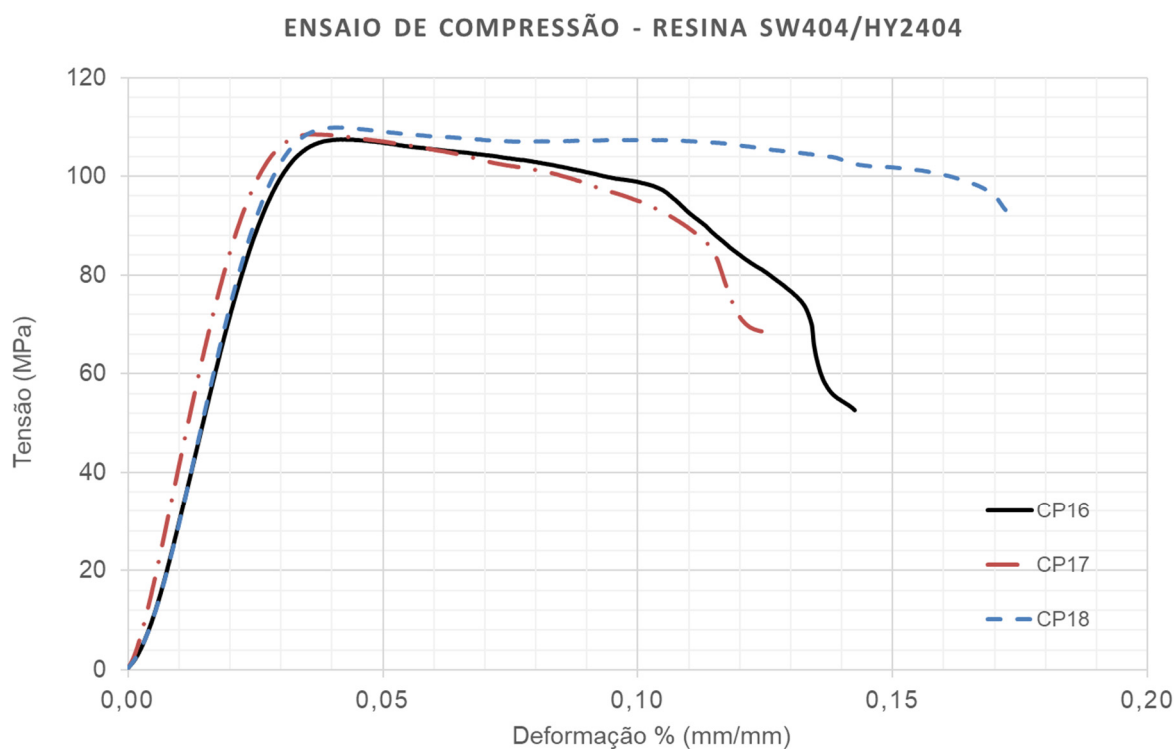
Devido ao alto desvio padrão esperado nos ensaios de tração na resina, foram realizados cinco testes a fim de se obter três ensaios válidos e, assim, maior consistência nos resultados. Tal dispersão pode estar relacionada ao fato de que as fraturas ocorreram em seções que apresentavam pequenos vazios (falhas no preenchimento do molde). A Figura 95 apresenta as amostras fraturadas após os testes.



Figura 95 – Corpos de prova, pós-ensaio (CP 17, 20, 16, 19, da esquerda para direita) (Fonte: o Autor).

6.2.2. Ensaios de compressão na resina

A Figura 96 apresenta as curvas experimentais obtidas no ensaio de compressão. Os resultados apresentados são referentes aos 3 ensaios que após a análise da fratura dos corpos de prova, não apresentaram bolhas ou vazios de tamanho significativo. Para a obtenção das 3 amostras válidas, foram realizados 5 ensaios de compressão da resina epóxi.



Os valores de tensão máxima, bem como a média e o desvio padrão referentes às curvas estão apresentados na Tabela 25.

Tabela 25 – Valores de tensão máxima dos ensaios de compressão da resina (Fonte: o Autor).

Amostra	CP16	CP17	CP18	Média	Desvio Padrão
Max. (MPa)	107,40	108,50	109,80	108,56	1,20

Após os ensaios, os corpos de prova foram dissecados, conforme mostra a Figura 97. Mesmo descartados os dois corpos de prova que apresentaram vazios de tamanho significativo, todas as amostras apresentaram bolhas de pequeno diâmetro em seu interior. Estas foram atribuídas ao processo de cura da resina epóxi que, neste caso, é altamente exotérmico e tende a promover a expansão dos gases liberados no processo.

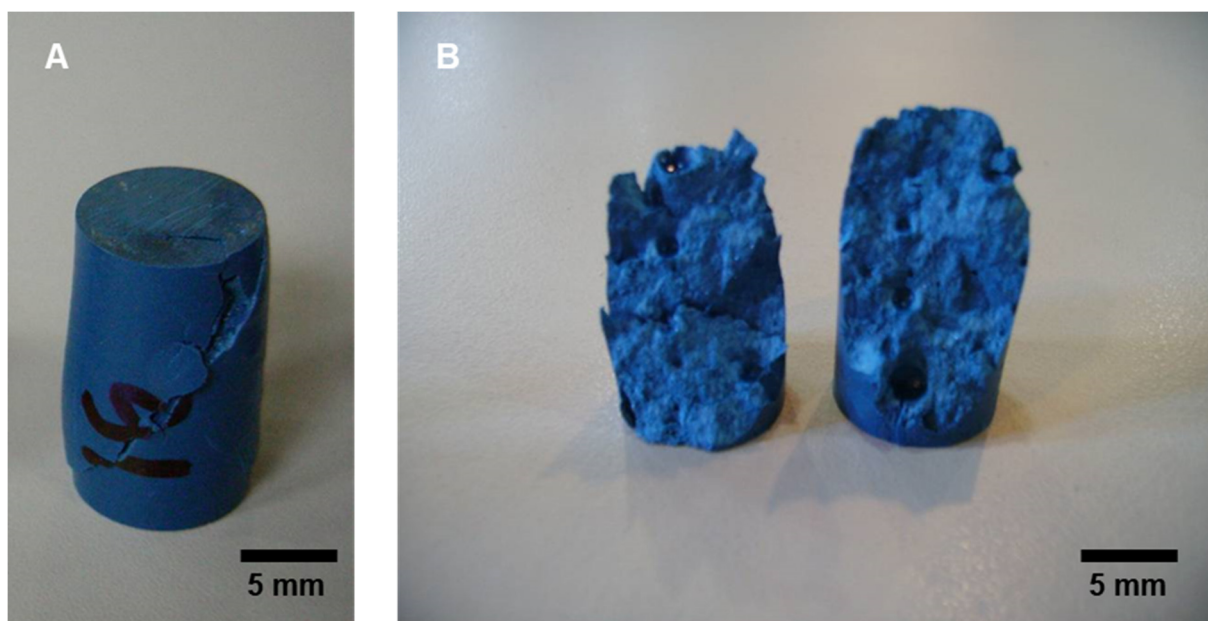


Figura 97 – (A) Corpo de prova de compressão após fratura (CP16). (B) Superfície de fratura do CP16 (Fonte: o Autor).

6.3. Interface fio-epóxi

Esta seção descreve os resultados dos ensaios de determinação das características da interação entre a armadura de tração e a resina epóxi, ambas previamente já caracterizadas individualmente.

6.3.1. Caracterização da Adesão da Resina ao Fio

Neste subitem serão apresentados os resultados dos ensaios de adesão realizados.

6.3.1.1. Resultados das amostras de referência (Ø30mm L150mm 10°)

Na Figura 98, estão apresentadas as curvas experimentais obtidas nos ensaios de adesão para a condição de referência. Os valores de carga máxima, bem como a média e o desvio padrão referente a estes estão reportadas na Tabela 26.

ANCORAGEM - GRÁFICO DE REFERÊNCIA (D30L150 0°)

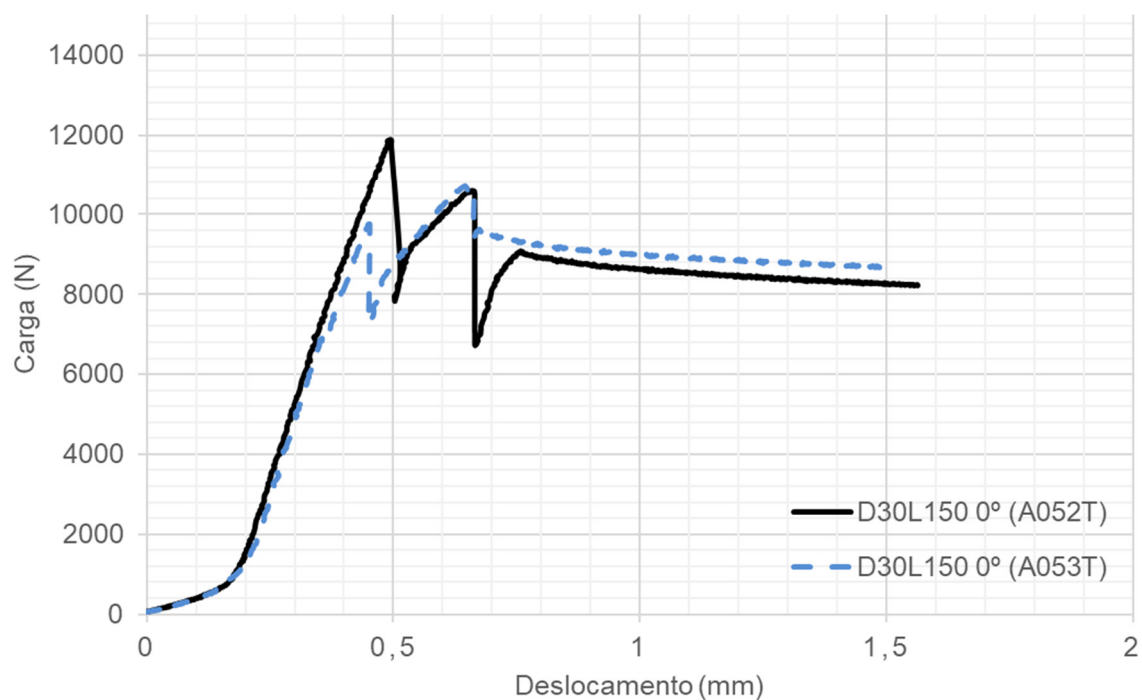


Figura 98 – Curvas de Carga x Deslocamento (amostras de Ø30 mm, L150 mm e ângulo de 10° - D30L150 0°) dos ensaios de adesão (Fonte: o Autor).

Tabela 26 – Força máxima e média dos ensaios de adesão para o diâmetro de 30 mm, comprimento de 150mm e ângulo 0° (D30L150 0°) (Fonte: o Autor).

Ensaio Adesão	A052	A053	Média	Desvio Padrão
Carga Máx. (kN)	11,89	10,72	11,30	0,82

6.3.1.2. Resultados das amostras de variação de diâmetro

Na Figura 99 e na Figura 100, estão apresentadas as curvas experimentais obtidas nos ensaios de adesão para as diferentes condições com a variação do diâmetro de resina ao redor do fio. Os valores de carga máxima, bem como a média e o desvio padrão referente a estes estão reportadas na Tabela 27 e na Tabela 28.

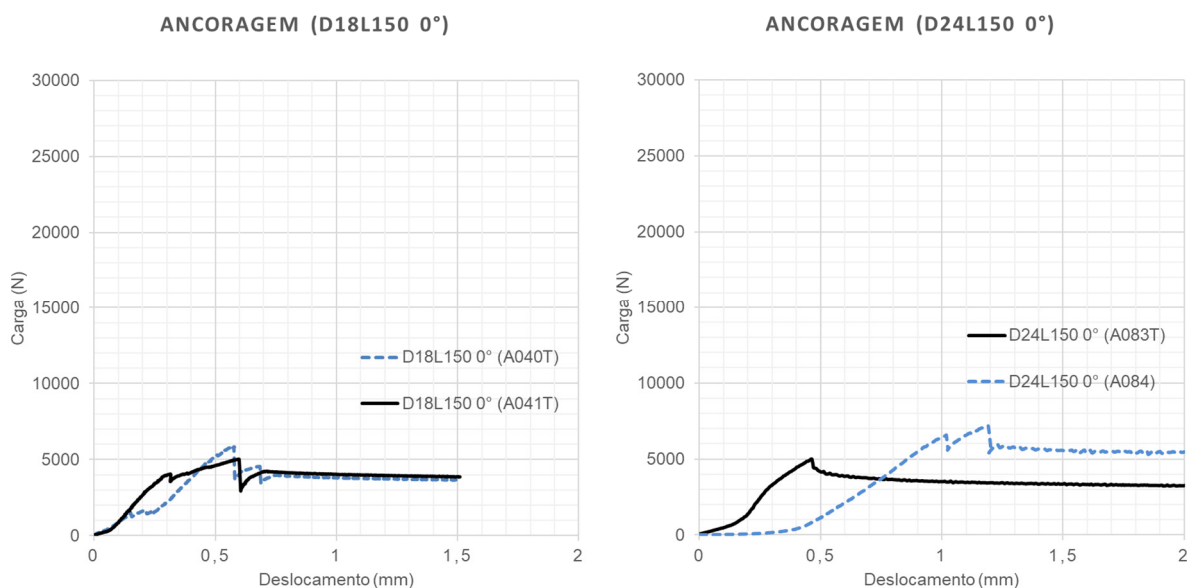


Figura 99 – Curvas de Carga x deslocamento (amostras de Ø18 e 24 mm, L150 mm e ângulo de 0°) (Fonte: o Autor).

Tabela 27 – Resultados para os diâmetros 18 e 24 mm (Fonte: o Autor).

Ensaio Adesão	A040	A041	Média	Desvio Padrão
Carga Máx. (kN)	5,83	5,03	5,43	0,56
Ensaio Adesão	A083	A084	Média	Desvio Padrão
Carga Máx. (kN)	5,01	7,18	6,09	1,54

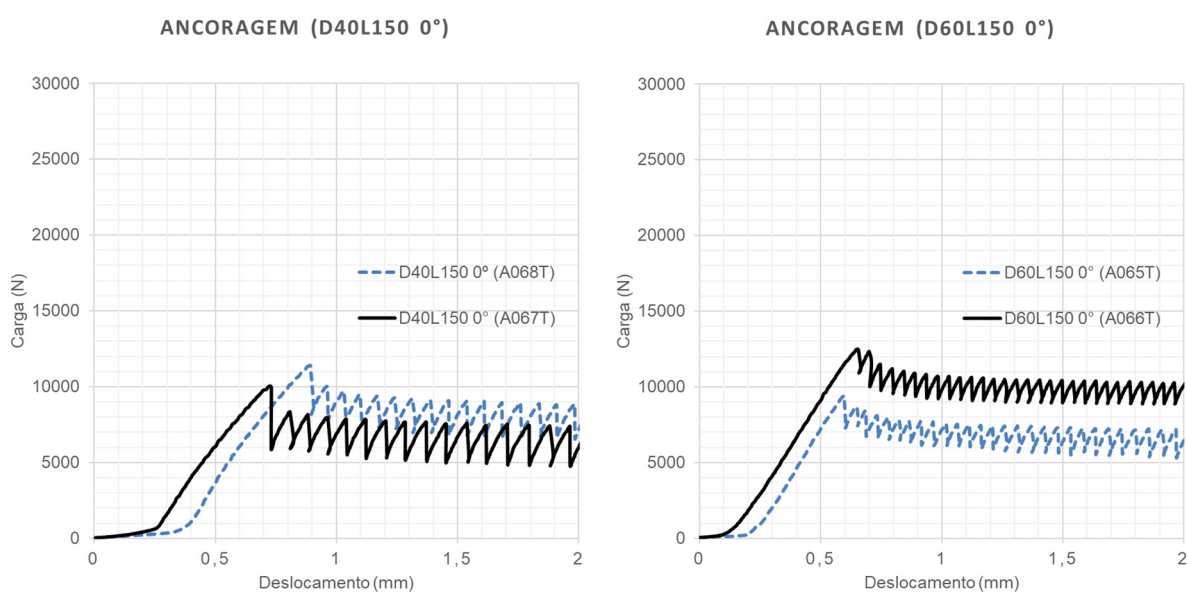


Figura 100 – Curvas de Carga x deslocamento (amostras de Ø40 e 60 mm, L150 mm e ângulo de 0°) (Fonte: o Autor).

Tabela 28 – Resultados para os diâmetros 40 e 60 mm (Fonte: o Autor).

Ensaio Adesão	A067	A068	Média	Desvio Padrão
Carga Máx. (kN)	10,05	11,04	10,73	0,95
Ensaio Adesão	A065	A066	Média	Desvio Padrão
Carga Máx. (kN)	9,40	12,52	10,96	2,21

6.3.1.3. Resultados das amostras de variação de comprimento

Da Figura 101 até a Figura 103, estão apresentadas as curvas experimentais obtidas nos ensaios de adesão com variação do comprimento de resina ao que envolve o fio. Os valores de carga máxima atingida, bem como a média e o desvio padrão referente a estes estão reportadas da Tabela 26 até a Tabela 28.

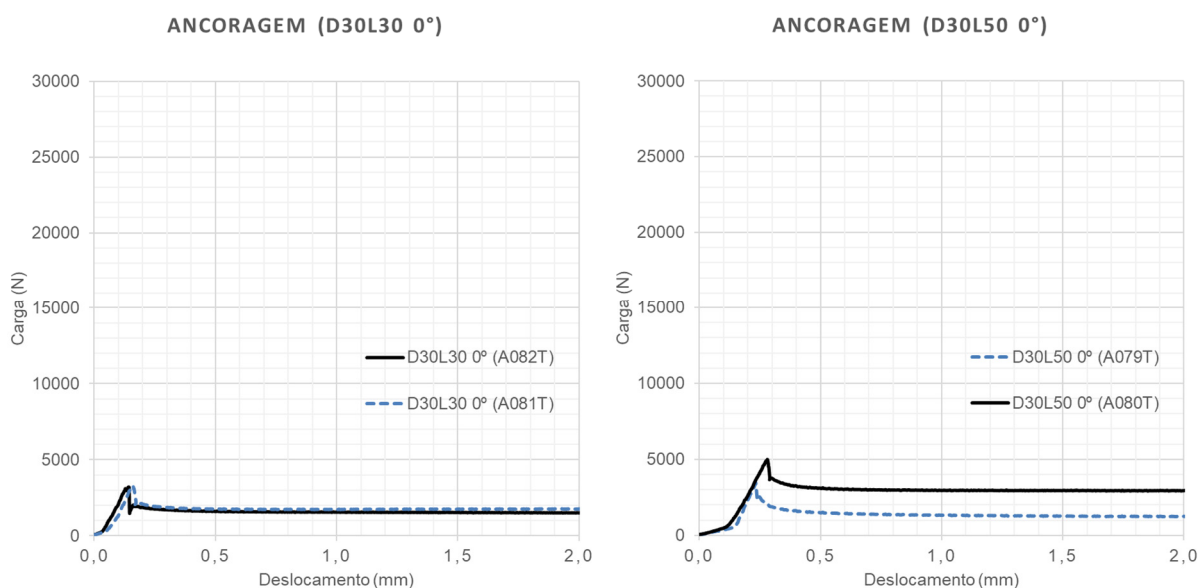


Figura 101 – Curvas de Carga x deslocamento (amostras de Ø30, comprimento L de 30 e 50 mm e ângulo de 0°) (Fonte: o Autor).

Tabela 29 – Resultados para os comprimentos 30 e 50 mm (Fonte: o Autor).

Ensaio Adesão	A081	A082	Média	Desvio Padrão
Carga Máx. (kN)	3,25	3,20	3,22	0,03
Ensaio Adesão	A079	A080	Média	Desvio Padrão
Carga Máx. (kN)	3,47	4,99	4,23	1,07

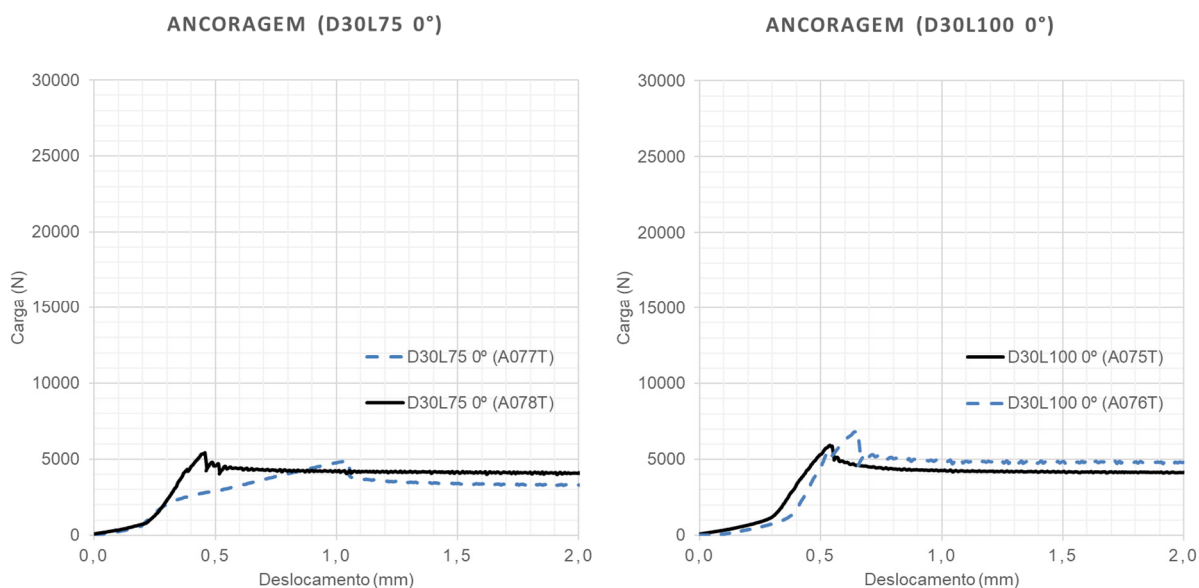


Figura 102 – Curvas de Carga x deslocamento (amostras de Ø30, comprimento L de 75 e 100 mm e ângulo de 0°) (Fonte: o Autor).

Tabela 30 – Resultados para os comprimentos 75 e 100 mm (Fonte: o Autor).

Ensaio Adesão	A077	A078	Média	Desvio Padrão
Carga Máx. (kN)	4,90	5,43	5,17	0,37
Ensaio Adesão	A075	A076	Média	Desvio Padrão
Carga Máx. (kN)	5,93	6,92	6,42	0,70

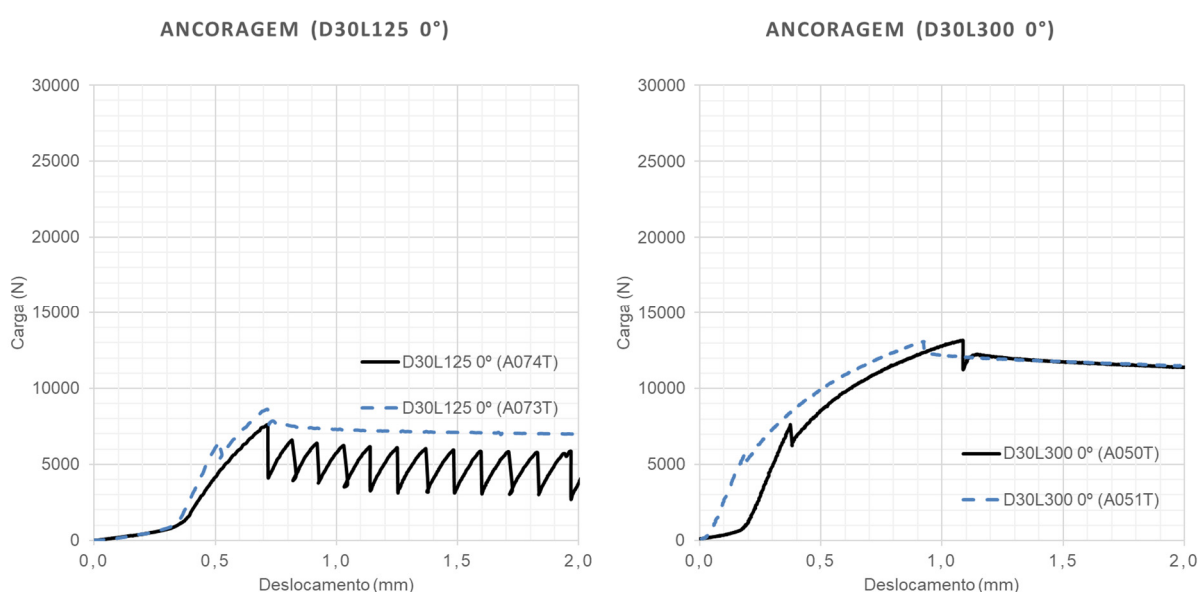


Figura 103 – Curvas de Carga x deslocamento (amostras de Ø30, comprimento L de 125 e 300 mm e ângulo de 0°) (Fonte: o Autor).

Tabela 31 – Resultados para os comprimentos 125 e 300 mm (Fonte: o Autor).

Ensaio Adesão	A073	A074	Média	Desvio Padrão
Carga Máx. (kN)	8,62	7,62	8,12	0,71
Ensaio Adesão	A050	A051	Média	Desvio Padrão
Carga Máx. (kN)	13,18	13,08	13,13	0,07

6.3.1.4. Resultados das amostras com variação de ângulo

Na Figura 104, estão apresentadas as curvas experimentais obtidas nos ensaios de adesão com variação do ângulo de resina ao redor do fio e na Figura 105 as referente à variação de ângulo na configuração com múltiplos fios. Os valores de carga máxima, bem como a média e o desvio padrão referente a estes estão reportados na Tabela 32 e na Tabela 33.

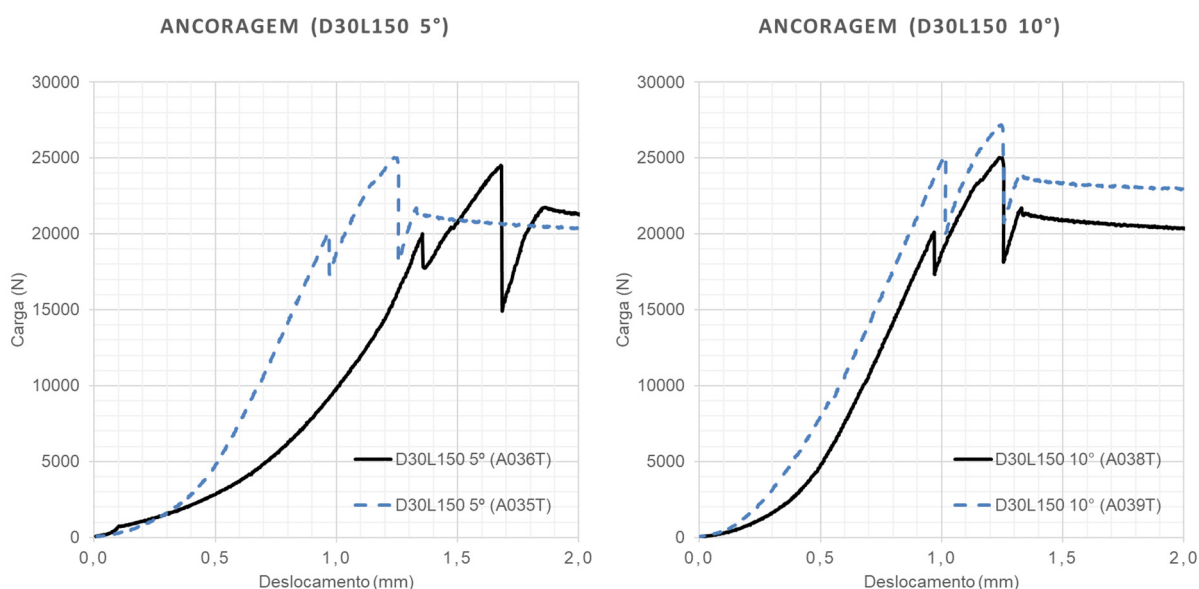


Figura 104 – Curvas de Carga x deslocamento (amostras de Ø30, L de 150 mm e ângulo de 5° e 15°) (Fonte: o Autor).

Tabela 32 – Resultados para os ângulos de 5° e 10° (Fonte: o Autor).

Ensaio Adesão	A036	A037	Média	Desvio Padrão
Carga Máx. (kN)	24,54	24,95	24,75	0,29
Ensaio Adesão	A038	A039	Média	Desvio Padrão
Carga Máx. (kN)	25,02	27,19	26,1	1,53

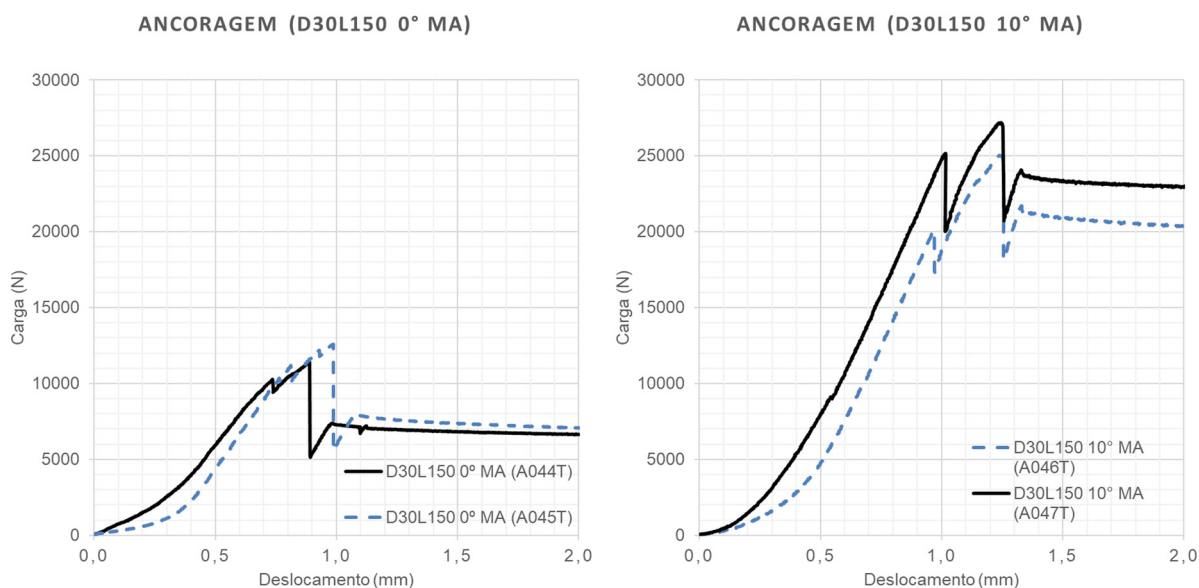


Figura 105 – Resultados para os ângulos de 5° e 10° na configuração com múltiplos fios (Fonte: o Autor).

Tabela 33 – Resultados para os ângulos de 5° e 10° na configuração com múltiplos fios (Fonte: o Autor).

Ensaio Adesão	A044	A045	Média	Desvio Padrão
Carga Máx. (kN)	11,41	12,59	12,00	0,83
Ensaio Adesão	A046	A047	Média	Desvio Padrão
Carga Máx. (kN)	26,12	27,31	26,72	0,84

6.3.2. Ensaio e modelos numéricos para dutos em escala média

Dentre os ensaios realizados, foi possível observar que o corpo de prova falha em duas posições diferentes: na região de ancoragem ou na região da entrada do conector (que foi conformada durante a montagem). Os ensaios estáticos apresentaram 100% das falhas na região de ancoragem. Já os dinâmicos, 100% apresentaram como local de falha a entrada do conector. Um exemplo de falha na região de entrada do conector, referente à amostra RC-125, pode ser visto em detalhe na Figura 106.

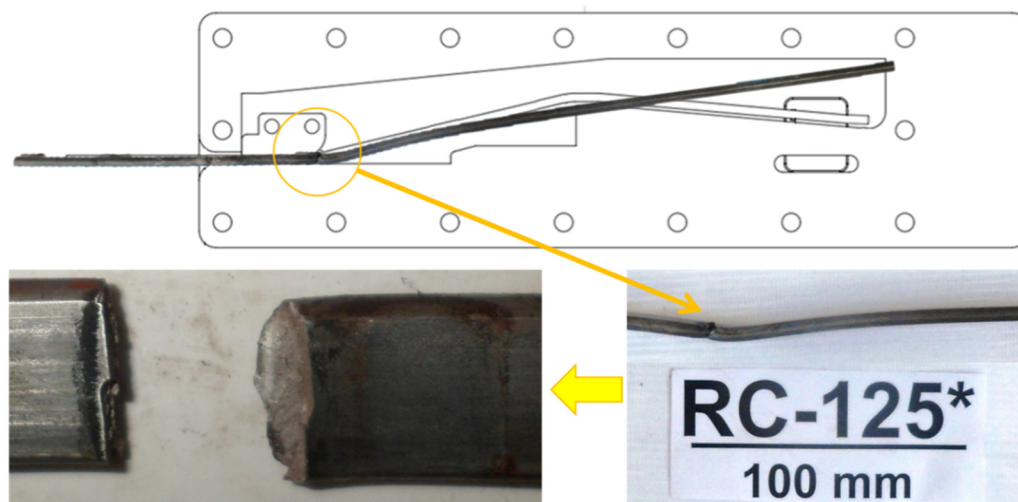


Figura 106 – Falha na região de entrada do conector (região de conformação)
(Fonte: o Autor).

6.3.2.1. Ensaio estático de tração

A Figura 107 apresenta, de uma forma geral e simplificada, os resultados de carga de FAT (teste hidrostático de aceitação de fábrica que por norma pode levar as armaduras de tração até 91% da tensão de escoamento), e carga máxima de ruptura, para os ensaios das amostras testadas sob carregamentos estáticos, de amostras representativas dos conectores antigos (curtos). Já a Figura 108 apresenta os resultados para os conectores novos (longos).

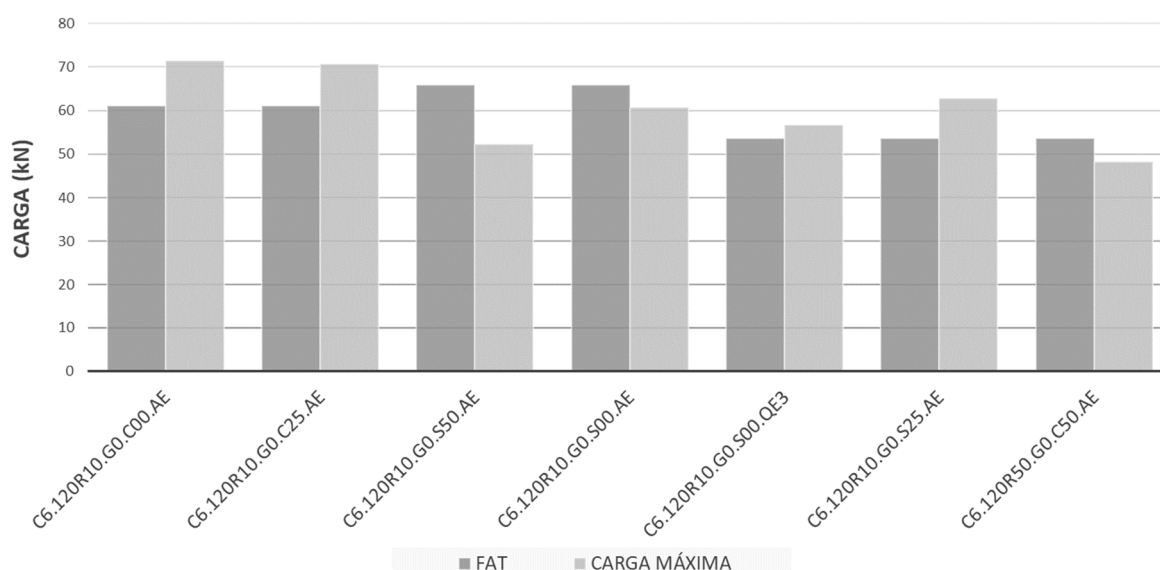


Figura 107 – Carga de FAT e de ruptura das amostras de conector antigo (curto) ensaiadas sob regime de carregamento estático (Fonte: o Autor).

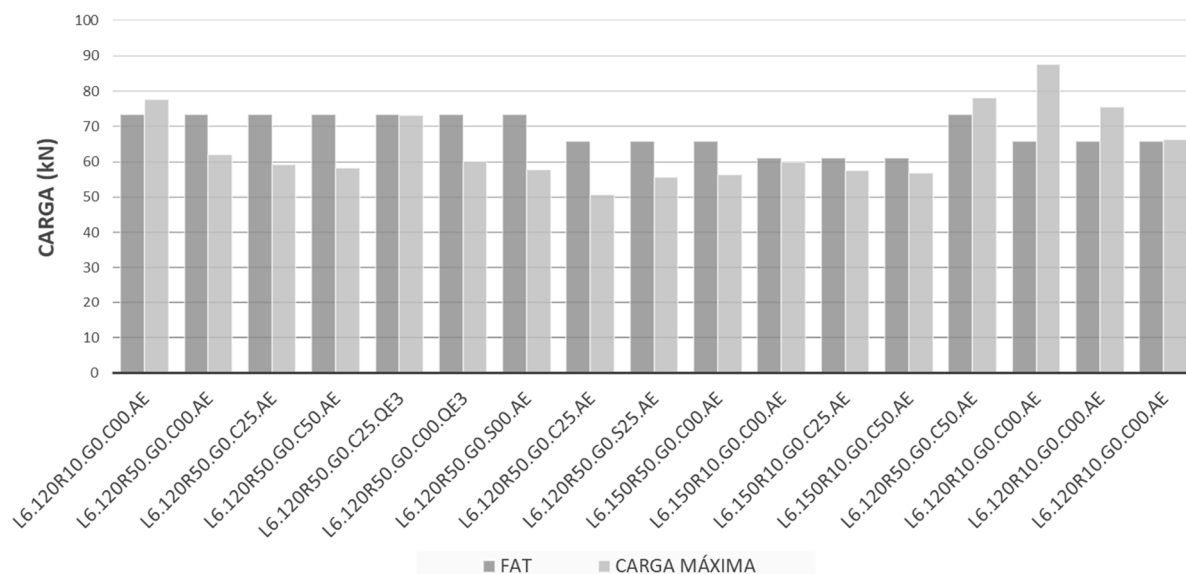


Figura 108 – Carga de FAT e de ruptura das amostras de conector novo (longo) ensaiadas sob regime de carregamento estático (Fonte: o Autor).

A Tabela 34 apresenta os valores de carga de FAT e carga máxima de ruptura para os ensaios das amostras testadas sob carregamento estático, que foram consideradas válidas, para as amostras representativas de conectores antigos (curtos). Esta, ainda, identifica os parâmetros de cada amostra, valor do FAT pré-estabelecido e carga máxima suportada pela amostra no instante da ruptura. Já a Tabela 35 apresenta os mesmos resultados para os conectores novos (longos).

Tabela 34 – Valores de carga de FAT e de carga máxima de ruptura dos ensaios estáticos representativos de conectores curtos. (Fonte: o Autor).

Amostra	Condição do Teste	FAT (kN)	Carga Máx. (kN) ¹
RC-002	C6.120R10.G0.C00.AE	61,1	71,38
RC-003	C6.120R10.G0.C25.AE	61,1	70,56
RC-018	C6.120R10.G0.S50.AE	65,8	52,26
RC-019	C6.120R10.G0.S00.AE	65,8	60,67
RC-021	C6.120R10.G0.S00.QE ²	53,6	56,71
RC-023	C6.120R10.G0.S25.AE	53,6	62,73
RC-024	C6.120R50.G0.C50.AE	53,6	48,22

Tabela 35 – Valores de carga de FAT e de carga máxima de ruptura dos ensaios estáticos representativos de conectores longos. (Fonte: o Autor).

Amostra	Condição do Teste	FAT (kN)	Carga Máx. (kN) ¹
RL-052	L6.120R10.G0.C00.AE	73,4	77,61
RL-053	L6.120R50.G0.C00.AE	73,4	62,1
RL-054	L6.120R50.G0.C25.AE	73,4	59,12
RL-055	L6.120R50.G0.C50.AE	73,4	58,24
RL-056	L6.120R50.G0.C25.QE ²	73,4	73,09
RL-057	L6.120R50.G0.C00.QE ²	73,4	60,04
RL-061	L6.120R50.G0.S00.AE	73,4	57,66
RL-067	L6.120R50.G0.C25.AE	65,8	50,68
RL-072A	L6.120R50.G0.S25.AE	65,8	55,7
RL-073A	L6.150R50.G0.C00.AE	65,8	56,38
RL-074A	L6.150R10.G0.C00.AE	61,1	59,89
RL-075A	L6.150R10.G0.C25.AE	61,1	57,58
RL-076A	L6.150R10.G0.C50.AE	61,1	56,82
RL-080	L6.120R50.G0.C50.AE	73,4	77,99
RL-094	L6.120R10.G0.C00.AE	65,8	87,48
RL-095	L6.120R10.G0.C00.AE	65,8	75,58
RL-098	L6.120R10.G0.C00.AE	65,8	66,23

Ainda em relação à Tabela 34, o carregamento da amostra RL-061 começou pela etapa 2 do carregamento em virtude de problemas técnicos enfrentados no início do teste. Após a análise dos dados, foram gerados gráficos que representam o comportamento do material em relação à carga e ao tempo para as amostras de referência que serão utilizadas na validação dos modelos numéricos. As amostras submetidas aos ensaios de tração estáticos seguiram as condições pré-estabelecidas anteriormente apresentadas. Os resultados descritos a seguir são referentes à amostra RC-002, no intuito de representar o comportamento padrão das amostras curtas e longas. A Figura 109 mostra a relação entre a deformação e o carregamento aplicado com o tempo de ensaio transcorrido para a amostra RC-002.

¹ Todas as amostras cujos resultados estão apresentados, romperam na região de ancoragem.

² Ensaios com temperatura foram realizados a 60°C.

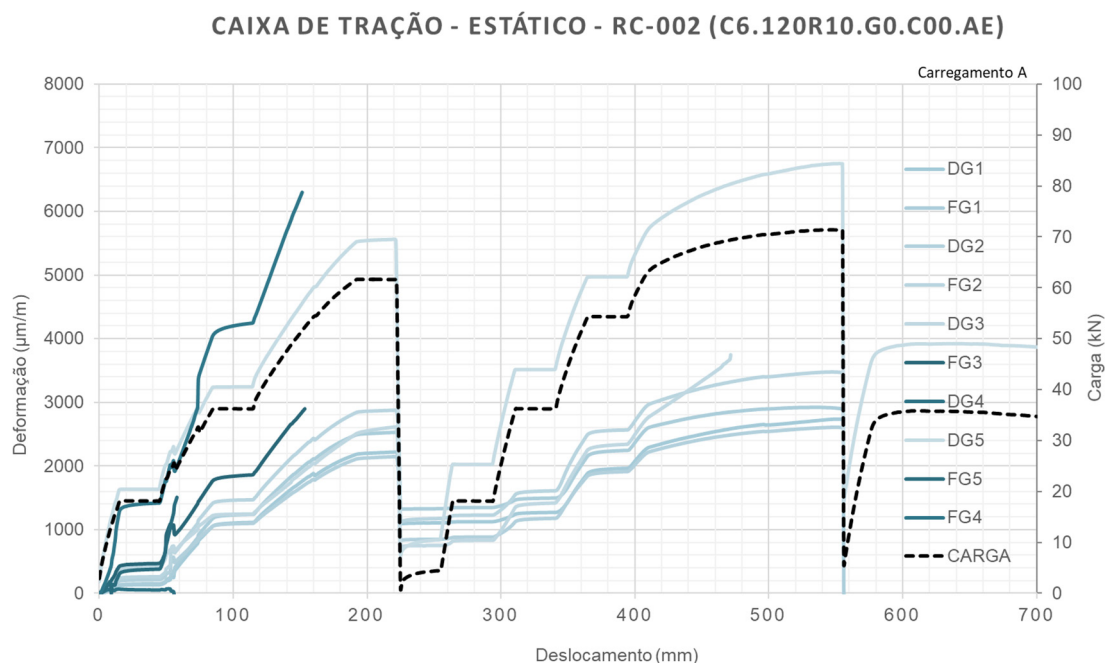


Figura 109 – Resultado do conjunto entre deformação e carga relacionados ao tempo de ensaio para a amostra RC-002 (Fonte: o Autor).

A Figura 110 representa o deslocamento da amostra ao longo do tempo de ensaio quando submetida à carga pré-estabelecida apresetnada na Figura 109.

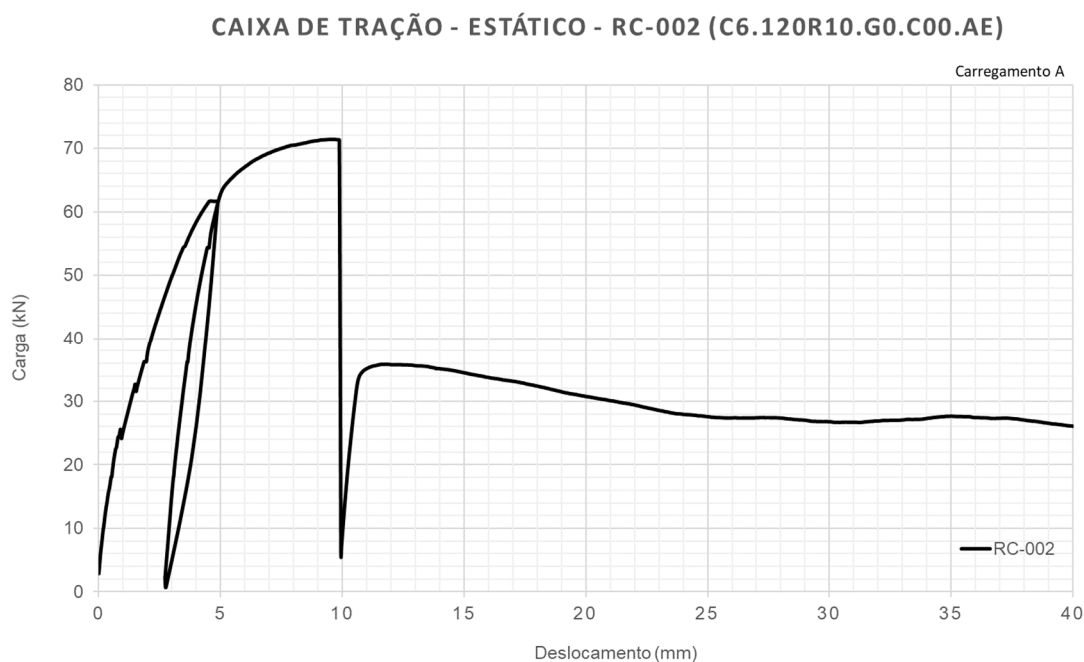


Figura 110 – Relação entre carga e deslocamento para a amostra RC-002 (Fonte: o Autor).

Os pontos da Figura 111 representam a relação entre a deformação do material e a posição dos extensômetros ao longo da amostra. O extensômetro externo, denominado DG5 e/ou FG5, conforme ilustrado pela Figura 51 e pela Figura 52, pode ser usado como referência do valor de deformação do corpo tubular, permitindo assim a quantificação dos fatores de intensificação e decaimento de deformações ao longo do comprimento da caixa de tração. Para fins representativos, foi considerado o 2º patamar de carga.

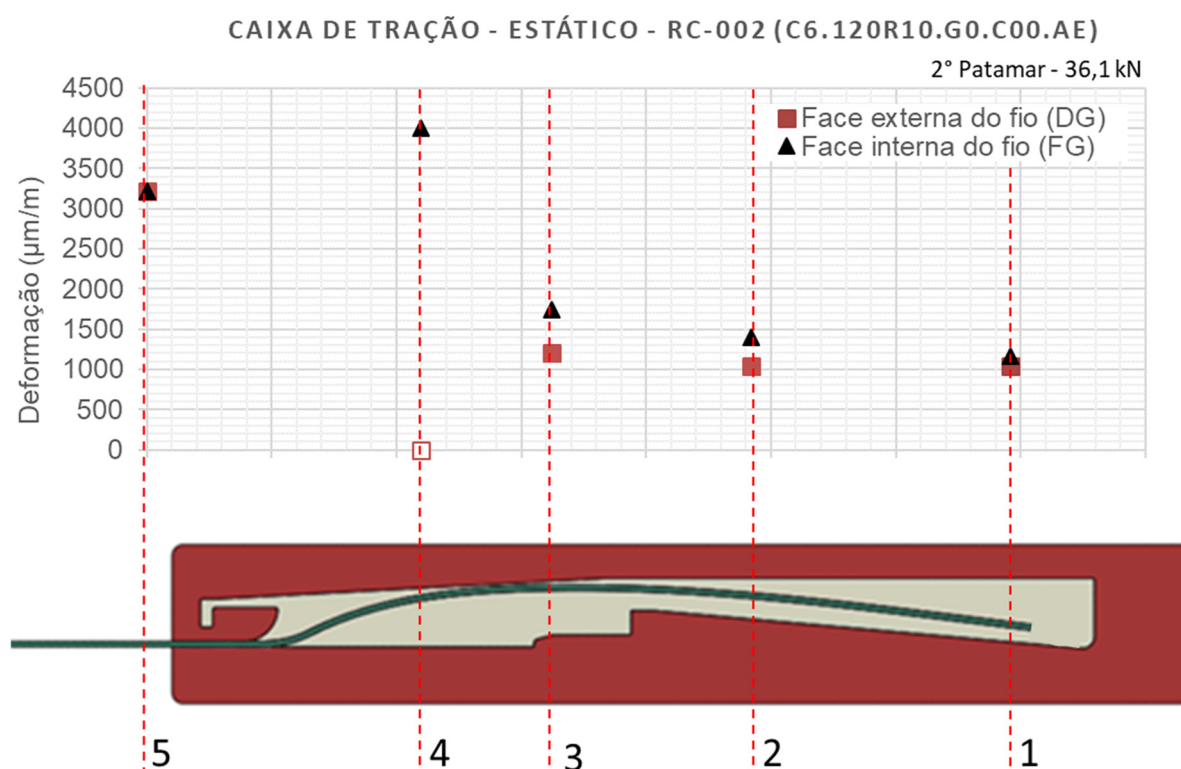


Figura 111 – Relação entre as posições dos extensômetros e suas respectivas deformações para o segundo patamar de carregamento da amostra RC-002 (Fonte: o Autor).

6.3.2.2. Ensaios dinâmicos – Curvas E-N

Os resultados dos ensaios de fadiga (carga cíclica) são apresentados na forma de curva E-N devido à região da entrada do conector (conformada) ter sofrido deformação plástica. Logo, a curva de referência ao ar utilizada para balizar os resultados desta seção, também foi plotada no formato E-N. Os ensaios seguiram a mesma sistemática de construção de curva e apresentação das curvas em escala reduzida, alterando apenas as condições de dobramento, o valor de pico da rampa de

carregamento e os valores de pico e vale de deformação durante a ciclagem. A Figura 112 apresenta as curvas em escala média e a curva ao ar do fio plano (referência).

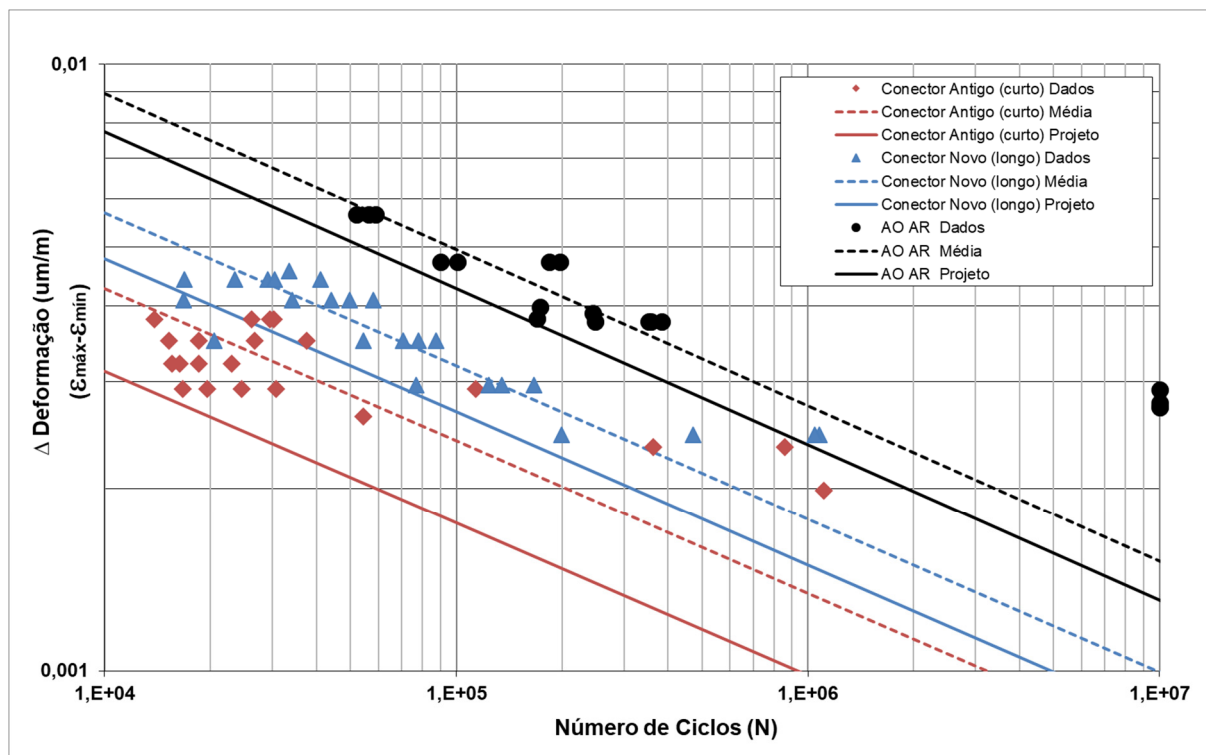


Figura 112 – Curvas E-N em escala média ao Ar (Fonte: o Autor).

A Tabela 36 apresenta os coeficientes calculados para cada curva obtida: “m” (inclinação da curva S-N), “log A” (coeficiente linear) e o desvio padrão.

Tabela 36 – Coeficientes das curvas E-N em escala média (Fonte: o Autor).

Curva	Curva E-N – ao ar		
	m	log A	Desvio Padrão
Curva ao Ar (referência)	3,93	4,214	0,113
Conector Antigo (curto)	3,99	5,446	0,250
Conector Novo (longo)	3,96	4,895	0,140

Os resultados dos ensaios de fadiga (carga cíclica) foram ilustrados de forma simplificada na Tabela 37. Esta tabela apresenta, ainda, informações sobre a condição de ensaio, local onde ocorreu a ruptura, valor do FAT pré-estabelecido, carregamento em fadiga e número de ciclos atingido.

Tabela 37 – Resultados dos ensaios de fadiga das caixas de tração (Fonte: o Autor).

AMOSTRA	CONDIÇÃO	LOCAL RUPTURA	FAT (kN)	$\Delta\sigma$ (MPa)	$\Delta\varepsilon$ (%)	CARGA MÁX. /MÍN. (kN)		Nº CICLOS
RC-103	C6.90.R10.G0.S0.AF	DOBRA	53,58	596	0,263%	47,00	4,70	113.377
RC-109	C6.90.R10.G0.S0.AF	DOBRA	53,58	715	0,334%	56,40	5,64	26.750
RC-110	C6.90.R10.G0.S0.AF	DOBRA	53,58	715	0,334%	56,40	5,64	18.512
RC-111	C6.90.R10.G0.S0.AF	DOBRA	53,58	596	0,263%	47,00	4,70	30.800
RC-113	C6.90.R10.G0.S0.AF	DOBRA	53,58	655	0,297%	51,70	5,17	16.322
RC-114	C6.90.R10.G0.S0.AF	DOBRA	53,58	596	0,263%	47,00	4,70	16.689
RC-116	C6.90.R10.G0.S0.AF	DOBRA	53,58	596	0,263%	47,00	4,70	24.549
RC-117	C6.90.R10.G0.S0.AF	DOBRA	53,58	655	0,297%	51,70	5,17	22.952
RC-118	C6.90.R10.G0.S0.AF	DOBRA	53,58	596	0,263%	47,00	4,70	19.549
RC-119	C6.90.R10.G0.S0.AF	DOBRA	53,58	655	0,297%	51,70	5,17	15.522
RC-120	C6.90.R10.G0.S0.AF	DOBRA	53,58	655	0,297%	51,70	5,17	18.534
RC-121	C6.90.R10.G0.S0.AF	DOBRA	53,58	715	0,334%	56,40	5,64	37.476
RC-122	C6.90.R10.G0.S0.AF	DOBRA	53,58	775	0,372%	61,10	6,11	13.875
RC-123	C6.90.R10.G0.S0.AF	DOBRA	53,58	715	0,334%	56,40	5,64	15.266
RC-125	C6.90.R10.G0.S0.AF	DOBRA	53,58	775	0,372%	61,10	6,11	26.175
RC-127	C6.90.R10.G0.S0.AF	DOBRA	53,58	775	0,372%	61,10	6,11	29.524
RC-128	C6.90.R10.G0.S0.AF	DOBRA	53,58	775	0,372%	61,10	6,11	30.200
RC-130	C6.90.R10.G0.S0.AF	NÃO ROMPEU	53,58	405	0,165%	32,00	3,20	1.108.749
RC-133	C6.90.R10.G0.S0.AF	DOBRA	53,58	477	0,200%	37,60	3,76	363.274
RC-134	C6.90.R10.G0.S0.AF	DOBRA	53,58	477	0,200%	37,60	3,76	861.950
RC-135	C6.90.R10.G0.S0.AF	DOBRA	53,58	536	0,231%	42,30	4,23	54.324
RL-144	L6.150R30.G0.C0.AF	S/ INFO	73,40	715	0,334%	56,40	5,64	54.260
RL-146	L6.150R30.G0.C0.AF	DOBRA	65,80	715	0,334%	56,40	5,64	87.625
RL-158	L6.150R30.G0.C0.AF	DOBRA	65,80	715	0,334%	56,40	5,64	70.502
RL-165	L6.150R30.G0.C0.AF	DOBRA	65,80	715	0,334%	56,40	5,64	20.424
RL-169	L6.150R30.G0.C0.AF	DOBRA	65,80	500	0,212%	39,50	3,95	198.708
RL-170	L6.150R30.G0.C0.AF	DOBRA	61,10	834	0,414%	65,80	6,58	44.027
RL-172	L6.150R30.G0.C0.AF	DOBRA	61,10	834	0,414%	65,80	6,58	16.782
RL-173	L6.150R30.G0.C0.AF	DOBRA	61,10	834	0,414%	65,80	6,58	58.088
RL-175	L6.150R30.G0.C0.AF	DOBRA	61,10	603	0,267%	47,60	4,76	166.419
RL-178	L6.150R30.G0.C0.AF	DOBRA	61,10	603	0,267%	47,60	4,76	123.915
RL-179	L6.150R30.G0.C0.AF	DOBRA	61,10	834	0,414%	65,80	6,58	34.183
RL-180	L6.150R30.G0.C0.AF	DOBRA	61,10	603	0,267%	47,60	4,76	76.840
RL-192	L6.133R30.G0.C0.AF	DOBRA	65,80	900	0,463%	71,00	7,10	16.875
RL-195	L6.133R30.G0.C0.AF	DOBRA	65,80	900	0,463%	71,00	7,10	30.475

6.3.3. Interface fio-epóxi - modelamento

6.3.3.1. Validação dos modelos numéricos

A validação para a etapa de dobramento e posicionamento do fio consistiu na sobreposição da imagem deformada do fio obtida na simulação com a figura real do fio deformado já posicionado na caixa de teste, antes da injeção de resina, conforme ilustra a Figura 113. Este procedimento possibilitou a verificação do padrão de posicionamento e encruamento do fio, essenciais para a representação dos fatores de intensificação de tensões.

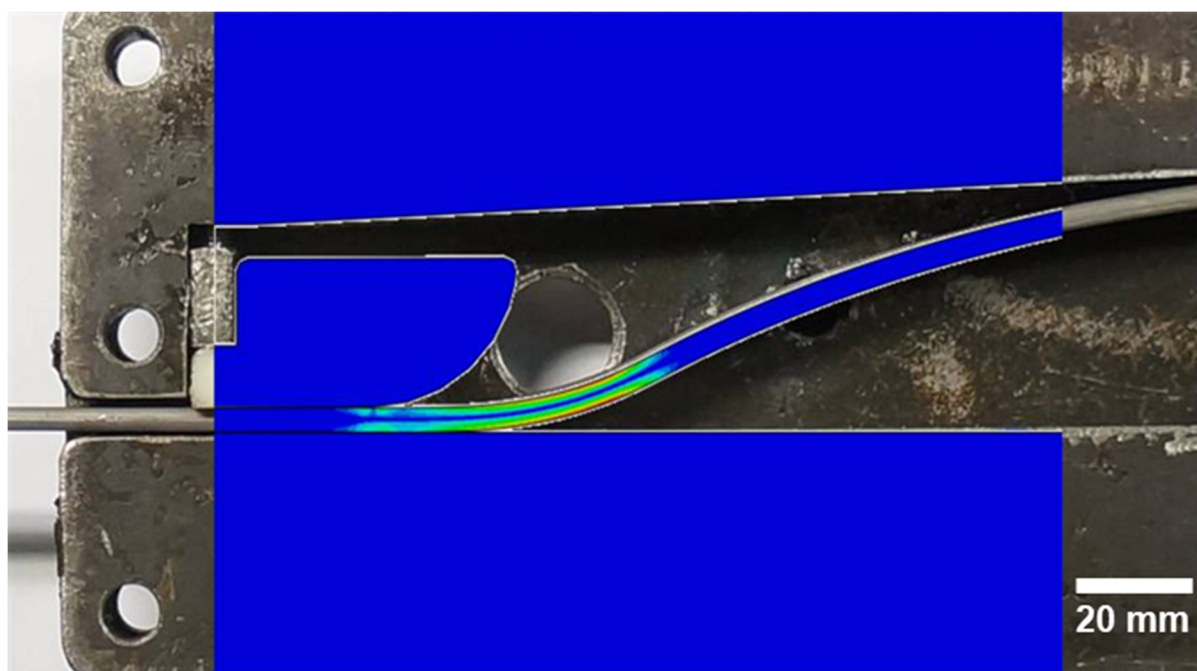


Figura 113 – Sobreposição experimental/modelo numérico da imagem do fio posicionado na caixa de teste (Fonte: o Autor).

Para a validação do teste de tração simulado foram comparados com o experimento os seguintes resultados: deslocamento global da amostra e deformações ao longo do fio.

Na análise, foram selecionados dois ensaios de amostras longas que apresentaram maior estabilidade nas leituras de deslocamento e deformação do fio. Os testes foram divididos em duas condições de dobramento diferentes, sendo dois ensaios para cada configuração. A fim de definir um intervalo de aceitabilidade para o

resultado numérico, foram tomados os resultados dos testes experimentais de deslocamento e deformação ao longo do fio e suas respectivas médias. Em relação às amostras curtas, um ensaio foi utilizado para a comparação com os resultados numéricos, com o intuito de verificar a aplicabilidade da simulação (validada para as amostras longas) nas amostras curtas.

A condição estabelecida para a validação dos deslocamentos globais exigiu que as curvas deslocamento x tempo apresentassem paralelismo aceitável entre os resultados real e numérico. Além disso, ficou estabelecido que os valores do modelo deveriam ficar entre os limites mínimos e máximos delimitados pelos testes, aproximando-se o máximo possível da média.

A Figura 114 apresenta os resultados dos deslocamentos do modelo comparados com os dados experimentais para as amostras longas, nas condições de dobramento do fio a 120° com raio de 10 mm. A Figura 115 apresenta os resultados dos deslocamentos do modelo comparados com os dados experimentais de uma amostra curta, para as condições de dobramento do fio de 90° com raio de 10 mm.

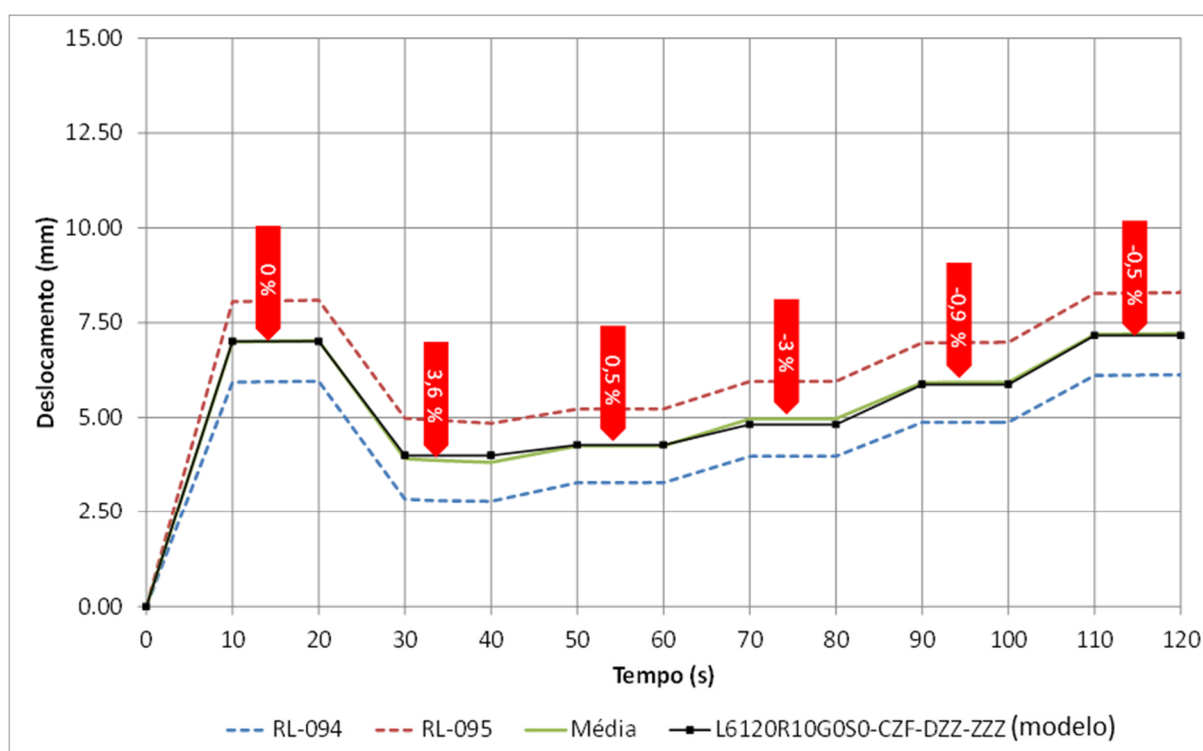


Figura 114 – Comparação dos deslocamentos entre o modelo numérico e os testes experimentais de amostras longas, para a condição de dobramento do fio de 120° com raio de 10 mm (Fonte: o Autor).

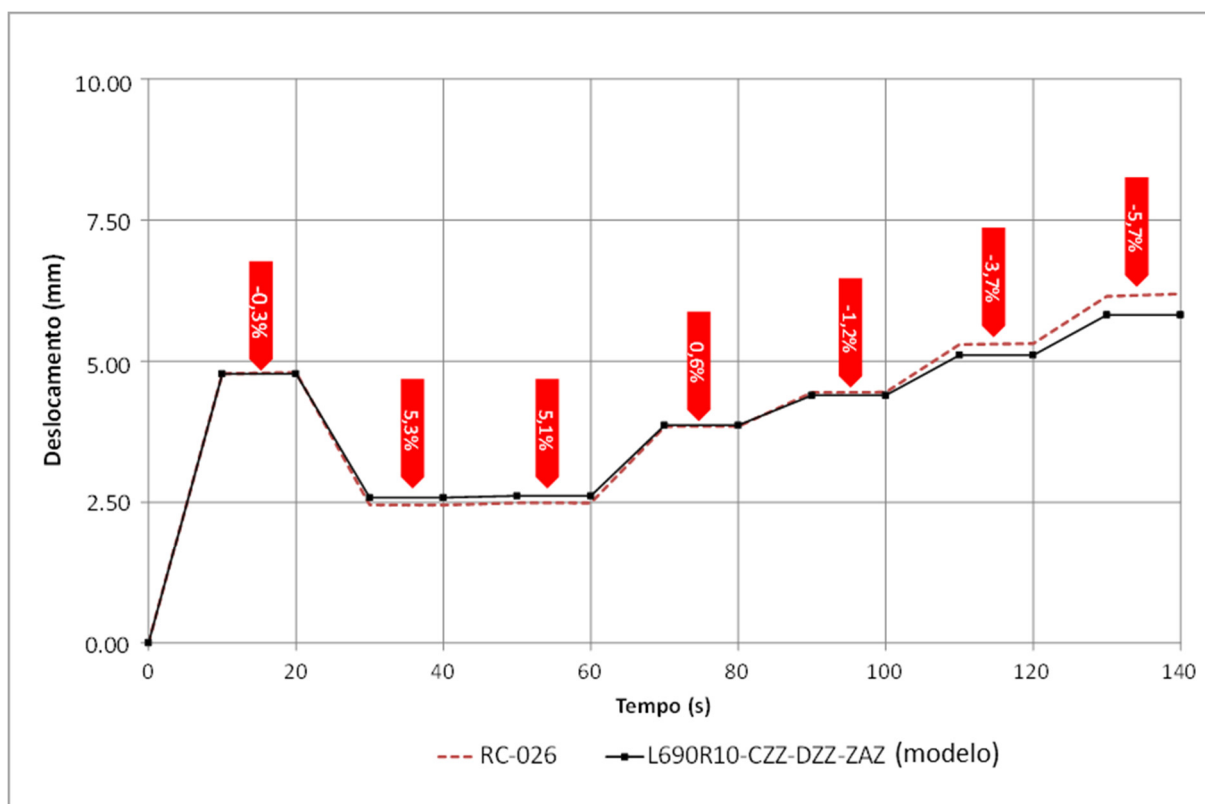


Figura 115 – Comparação dos deslocamentos entre o modelo numérico e o teste experimental de uma amostra curta, para a condição de dobramento do fio de 90° com raio de 10 mm (Fonte: o Autor).

Os dados de deslocamento das figuras acima foram sincronizados em relação ao primeiro patamar de carregamento (FAT). A curva preta refere-se ao resultado obtido no modelo numérico e as setas indicam o erro (divergência) em relação à média dos deslocamentos dos ensaios experimentais. Para todas as amostras, o resultado do modelo numérico apresentou erros aceitáveis (maior erro numérico: 5,9%) considerando a magnitude dos deslocamentos e o paralelismo da curva gerada pelo modelo, quando comparado com a média dos resultados experimentais.

6.3.3.2. Modelos numéricos para diferentes tipos de carregamentos

6.3.3.2.1. Modelos numéricos para carregamentos estáticos

Durante os ensaios experimentais, foram utilizados extensômetros para a aquisição das deformações ao longo do fio, nas posições indicadas anteriormente. Estes valores de deformação foram comparados com as respostas obtidas no modelo numérico. Para obedecer à condição de validação, as deformações localizadas fora

da região do conector para os experimentos deveriam coincidir, dentro de uma margem de erro aceitável, com as deformações obtidas pelo modelo numérico. A Figura 117 e a Figura 117 apresentam os resultados de deformação ao longo do fio, comparados com os resultados coletados durante os ensaios experimentais de amostras longas, para as condições de dobramento do fio que foram utilizados nos ensaios experimentais dinâmicos, ou seja, de 133° com raio de 30 mm para os patamares de carregamento aplicados.

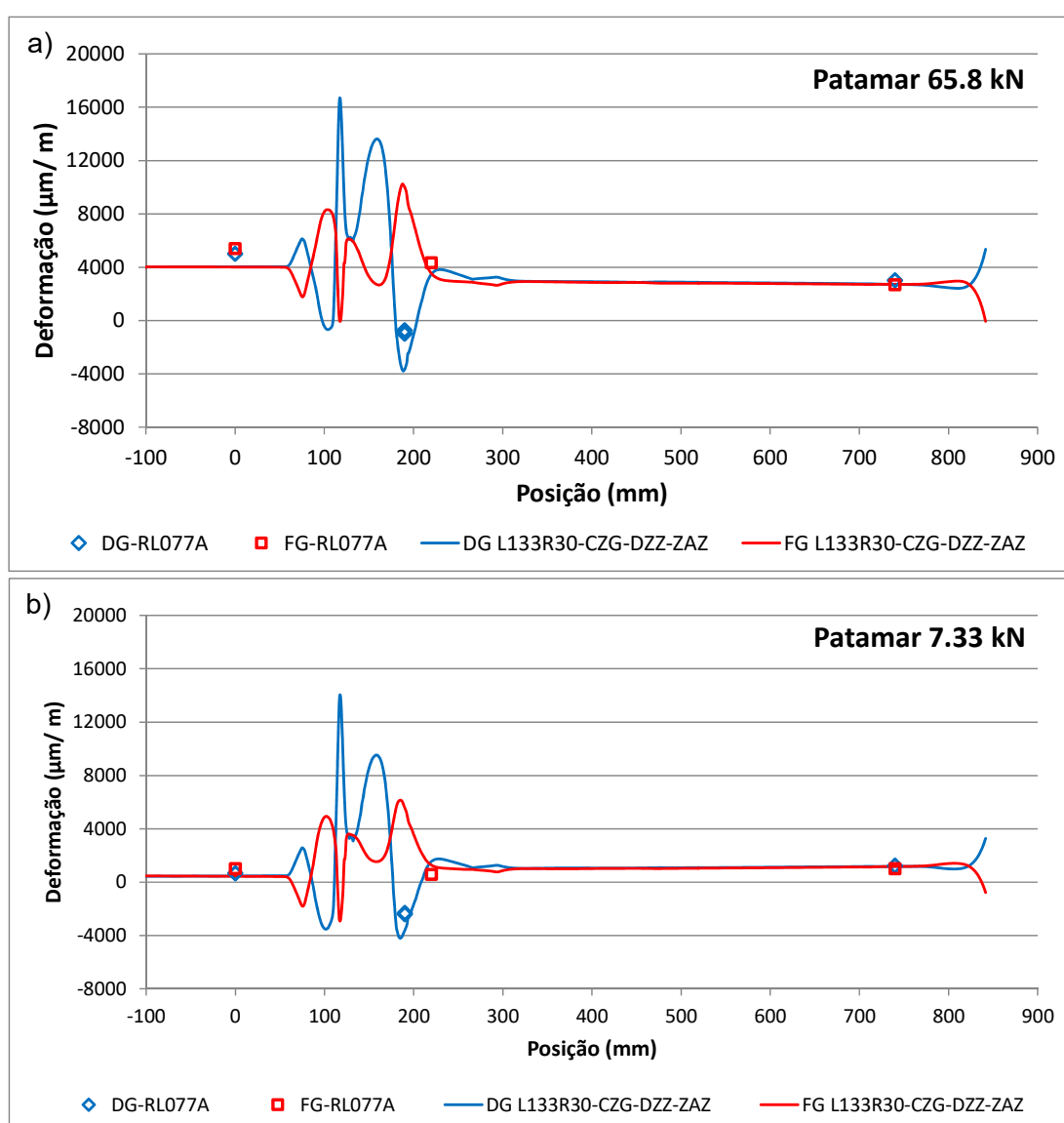


Figura 116 – Comparação entre as deformações ao longo do fio lidas pelos extensômetros (pontos) e as obtidas pelo modelo numérico (linhas) para as amostras longas, com condição de dobramento do fio de 133° com raio de 30 mm, para os patamares de carregamento de (a) 65,8 kN; (b) 7,33 kN (Fonte: o Autor).

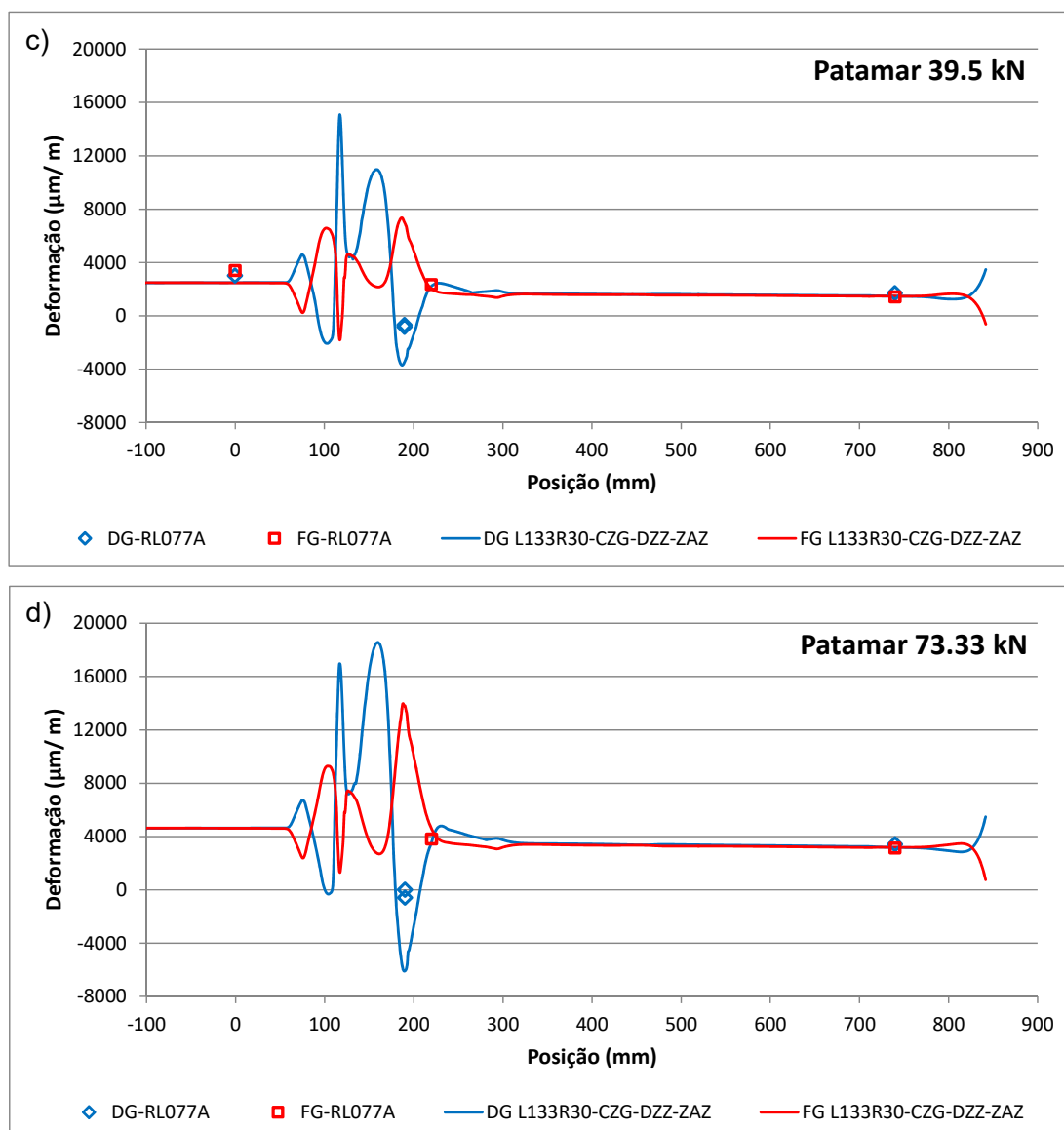


Figura 117 – Comparação entre as deformações ao longo do fio lidas pelos extensômetros (pontos) e as obtidas pelo modelo numérico (linhas) para as amostras longas, com condição de dobramento do fio de 133° com raio de 30 mm, para os patamares de carregamento de (c) 39,5 kN; (d) 73,33 kN (Fonte: o Autor).

A Figura 118 e a Figura 119 mostram os resultados de deformação ao longo do fio, comparados com os resultados coletados durante o ensaio experimental de uma amostra curta, para a condição de dobramento do fio de 90° com raio de 10 mm, a mesma utilizada nos ensaios experimentais de fadiga.

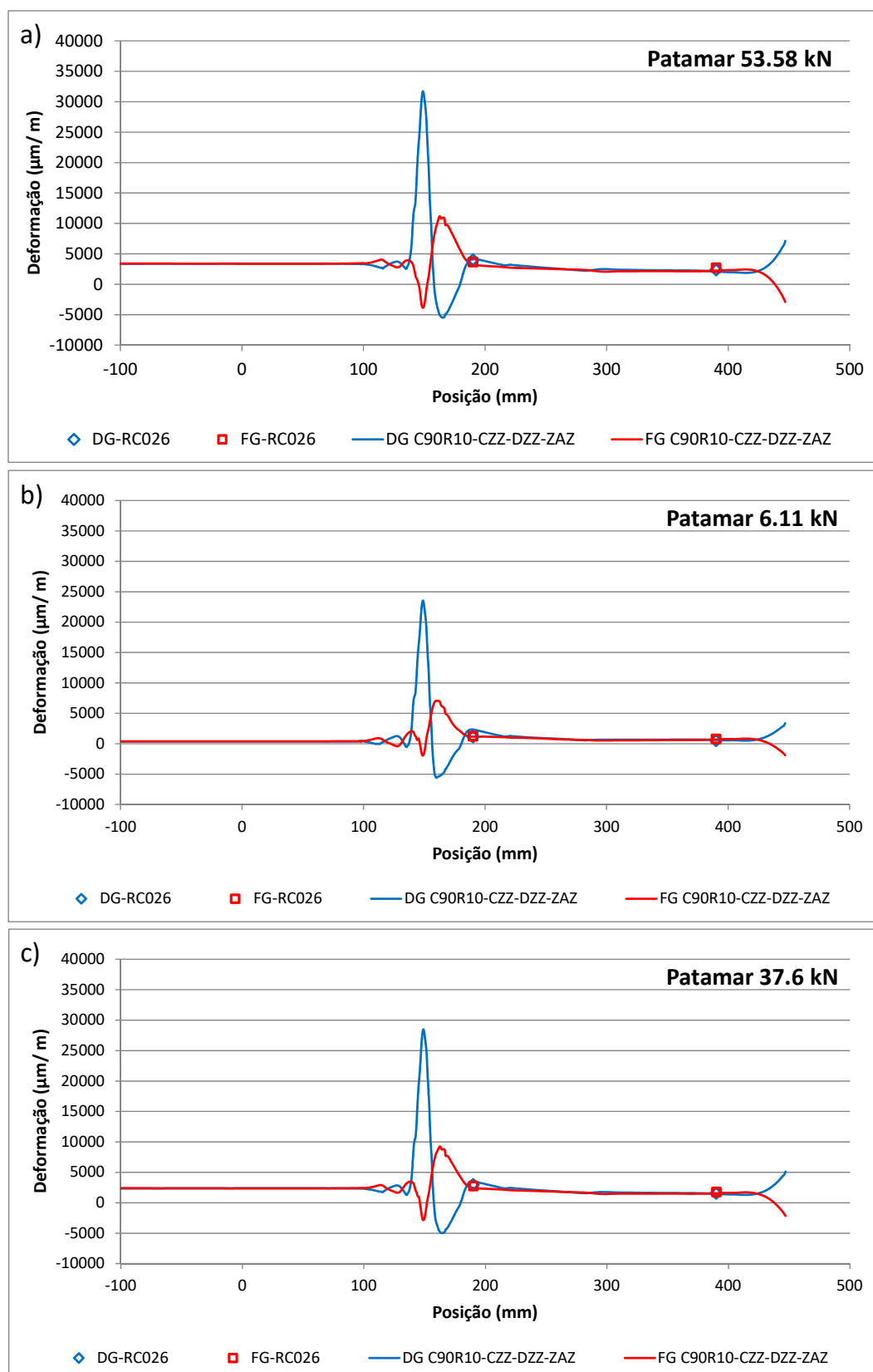


Figura 118 – Comparação entre as deformações ao longo do fio lidas pelos extensômetros (pontos) e as obtidas pelo modelo numérico (linhas) para amostras curtas, com condição de dobramento do fio de 90° com raio de 10 mm, para os patamares de carregamento de (a) 53,58 kN; (b) 6,11 kN; (c) 37,6 kN (Fonte: o Autor).

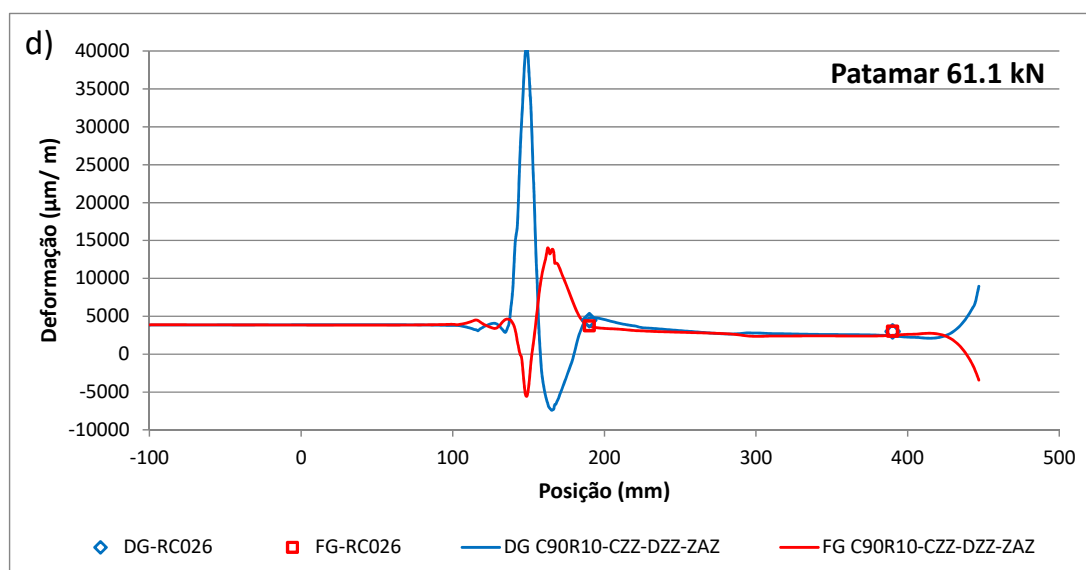


Figura 119 – Comparação entre as deformações ao longo do fio lidas pelos extensômetros (pontos) e as obtidas pelo modelo numérico (linhas) para amostras curtas, com condição de dobramento do fio de 90° com raio de 10 mm, para os patamares de carregamento de (d) 61,1 kN (Fonte: o Autor).

Nos gráficos acima, os símbolos representam os dados obtidos experimentalmente, enquanto as linhas contínuas apresentam as respostas de deformação da simulação. A cor vermelha representa a superfície inferior, enquanto que a cor azul representa a superfície superior do fio. Na posição de 0 mm, o extensômetro externo à caixa de teste é tomado como referência. É possível notar, com base nos gráficos acima, que os resultados experimentais de deformação na região de ancoragem (entre 700 e 800 mm para as amostras longas e entre 400 e 500 mm para as amostras curtas) condizem com os resultados do modelo numérico, e a região externa apresenta pouca dispersão. Alguns resultados dos extensômetros não presentes nos gráficos foram suprimidos, pois falharam durante o ensaio.

6.3.3.2.2. Modelos numéricos para carregamentos dinâmicos

As deformações na região de entrada da caixa de tração, ponto crítico para carregamentos cíclicos, foram coletadas para os diferentes blocos de carga por meio do modelo numérico. As curvas E-N foram construídas com base nos resultados reportados por BORGES (2015). Este procedimento fornece um valor para o número de ciclos (N_{SIM}) em cada bloco de carga do modelo. Quando estes valores são cruzados com os diferenciais de deformação obtidos nos ensaios reais (por meio de

extensômetros fora da caixa de tração, na região reta), permitem a construção de uma curva E-N comparável com a curva fornecida pelos testes dinâmicos anteriormente apresentados. Estes dados foram inseridos na Equação 11, que representa a curva E-N do material ao ar, correlacionando o delta de deformação ($\Delta\epsilon_{SIM}$) com o número de ciclos da simulação (N_{SIM}).

$$N_{SIM} = (10,471\Delta\epsilon_{SIM})^{-3,891} \quad (11)$$

As Figura 120 e Figura 121 apresentam as curvas E-N obtidas pelo modelo para as condições de dobramento do fio de 133° com raio de 30 mm (amostra longa) e 90° com raio de 10 mm (amostra curta), respectivamente, sendo então estas comparadas com os dados experimentais.

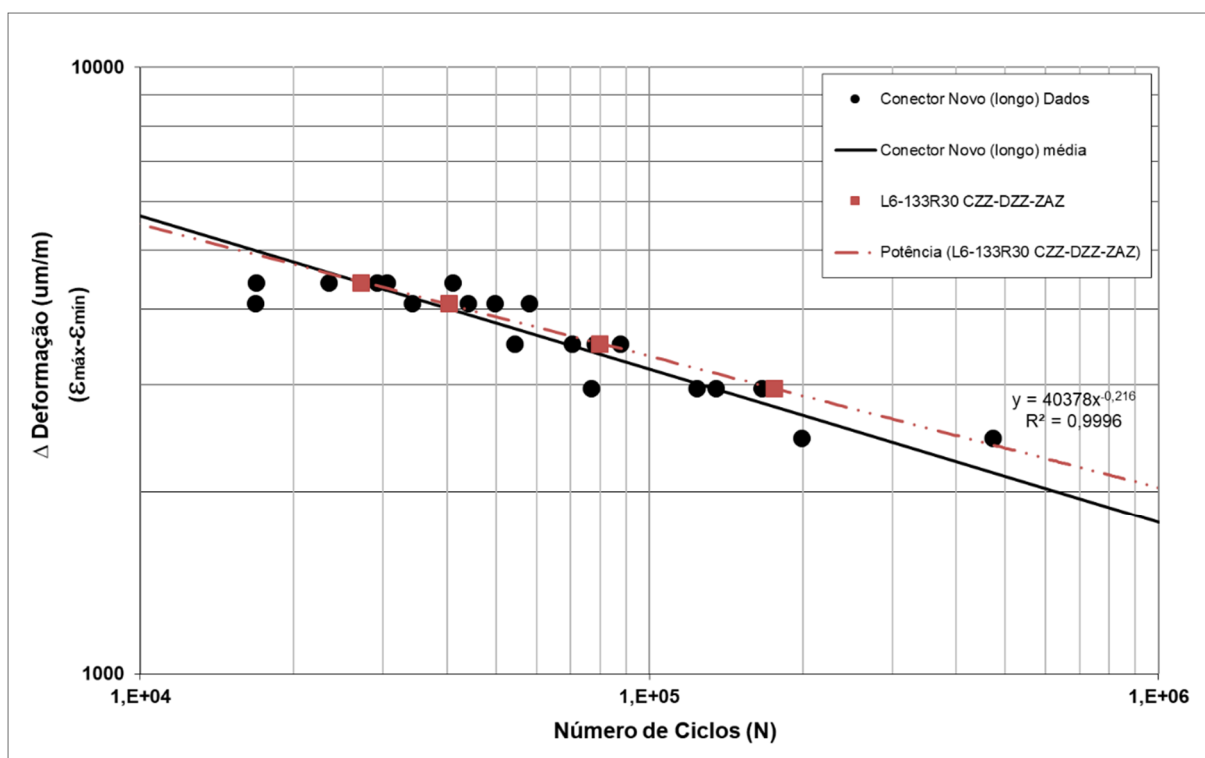


Figura 120 – Comparação entre curva E-N do experimento e do modelo numérico para amostras longas com condição de dobramento do fio de 133° com raio de 30 mm (Fonte: o Autor).

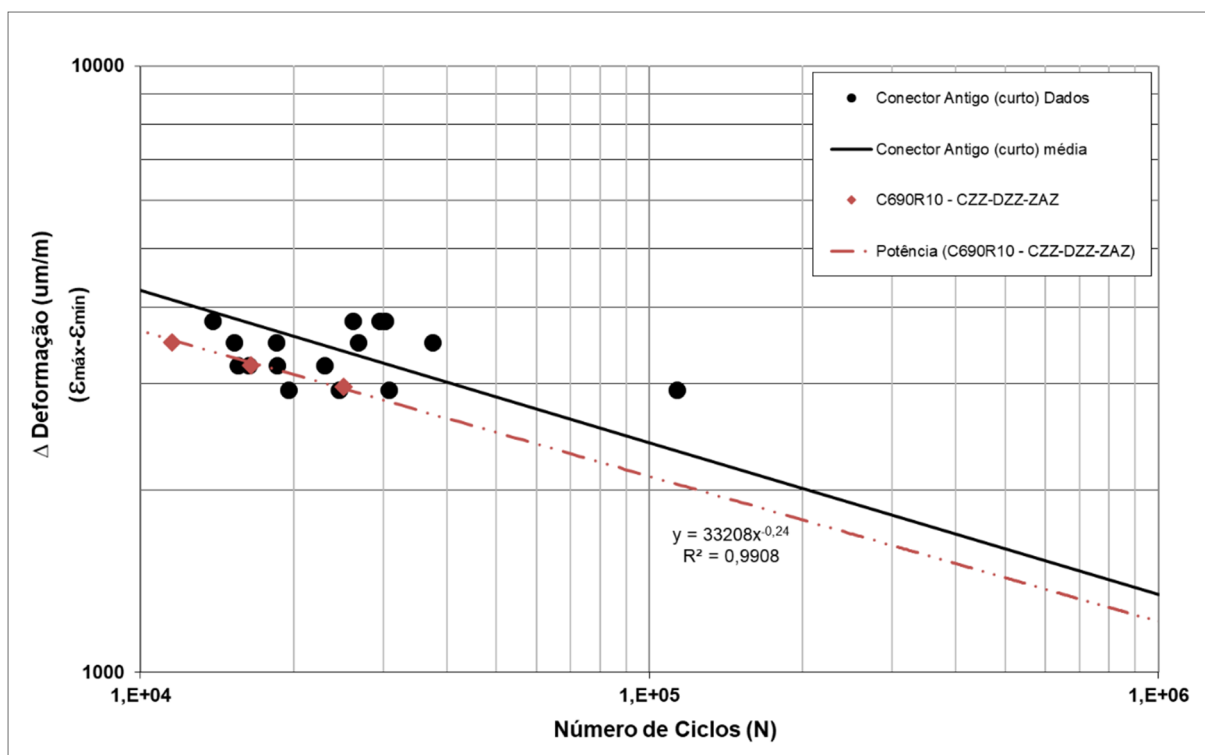


Figura 121 – Comparação entre curva E-N do experimento e do modelo numérico para amostras curtas com condição de dobramento do fio de 90° com raio de 10 mm (Fonte: o Autor).

É possível notar que as curvas geradas pelo modelo numérico apresentaram resultados satisfatórios, pois se apresentam dentro do intervalo de dispersão dos pontos correspondentes aos ensaios dinâmicos.

Com base nos resultados apresentados neste capítulo, considera-se que a metodologia e parâmetros utilizados para o modelo numérico apresentam resultados satisfatórios, quando comparados com os resultados de testes experimentais. Portanto, a simulação foi considerada validada para a representação dos deslocamentos globais, deformações ao longo do fio e curva E-N das amostras. Sendo assim, os modelos validados foram utilizados para a construção de 8 curvas E-N numéricas para os conectores antigos (curtos) e 8 curvas E-N para os conectores novos (longos). Assim foram construídas 16 curvas E-N puramente numéricas e duas com correlação numérica-experimental, totalizando 18 curvas E-N geradas a partir dos modelos. A Figura 122 apresenta as curvas do modelo de conector antigo e a Figura 123 apresenta as curvas geradas para o modelo novo.

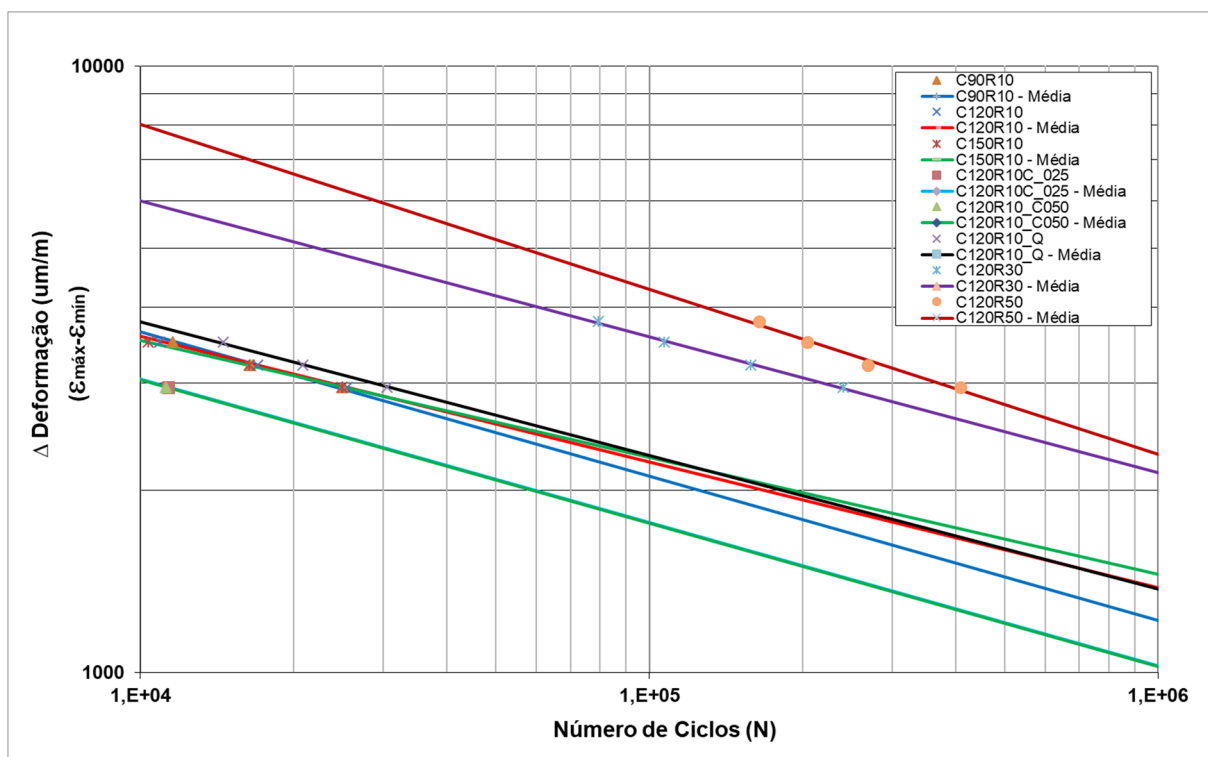


Figura 122 – Curvas E-N geradas numericamente para amostras curtas com condição de dobramento do fio, descolamento parcial (aplicação de desmoldante) e temperatura sendo variadas (Fonte: o Autor).

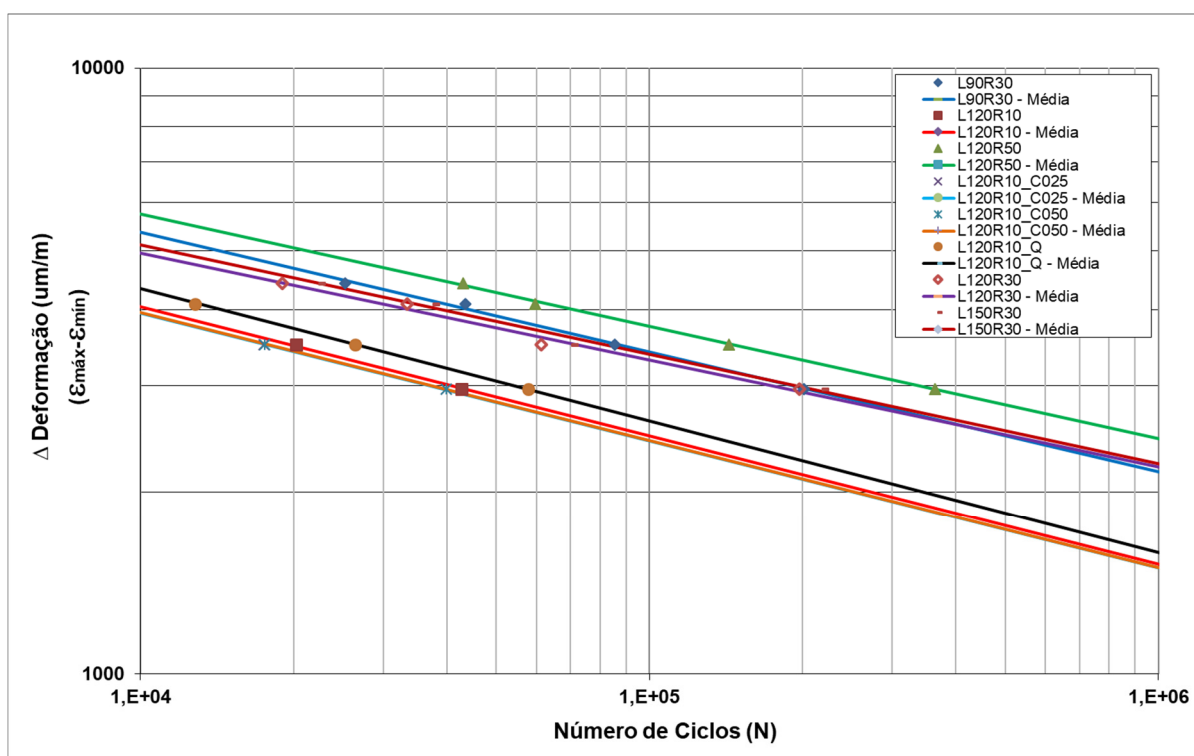


Figura 123 – Curvas E-N geradas numericamente para amostras curtas com condição de dobramento do fio, descolamento parcial (aplicação de desmoldante) e temperatura sendo variadas (Fonte: o Autor).

A Tabela 38 apresenta os coeficientes calculados para cada curva E-N numérica obtida para as caixas de tração curtas: “m” (coeficiente angular ou inclinação da curva S-N), “log A” (coeficiente linear) e o desvio padrão.

Tabela 38 – Resultados dos modelos numéricos – curvas E-N (Fonte: o Autor).

Curva	Curva E-N numéricas – Caixas de tração curtas			
	m	log A	log \bar{A}	Desvio Padrão
C90R10	-0,23	4,5139	-	0,00
C120R10	-0,21	4,3827	-	0,00
C120R10-C025	-0,23	4,4302	-	0,00
C120R10-C050	-0,23	4,4277	-	0,00
C120R10-Q	-0,21	4,4577	-	0,00
C150R10	-0,19	4,3192	-	0,00
C120R30	-0,22	4,6729	-	0,00
C120R50	-0,27	4,9911	-	0,00

A Tabela 39 apresenta os coeficientes calculados para cada curva E-N numérica obtida para as caixas de tração longas: “m” (coeficiente angular ou inclinação da curva S-N), “log A” (coeficiente linear) e o desvio padrão.

Tabela 39 – Resultados dos modelos numéricos – curvas E-N (Fonte: o Autor).

Curva	Curva E-N numéricas – Caixas de tração longas			
	m	log A	log \bar{A}	Desvio Padrão
L120R10	-0,21	4,4575	-	0,00
L120R10-C025	-0,21	4,9911	-	0,00
L120R10-C050	-0,21	4,4400	-	0,00
L120R10-Q	-0,22	4,5092	-	0,00
L90R30	-0,19	4,5197	-	0,00
L120R30	-0,18	4,3994	-	0,00
L150R30	-0,18	4,4287	-	0,00
L120R50	-0,19	4,4992	-	0,00

6.4. Ensaio e modelos numéricos para dutos em escala real

Nesta seção estão descritos os resultados do ensaio de tração-tração em escala real, bem como, os fatores globais de intensificação de tensões obtidos através dos modelos numéricos de duto completo.

6.4.1. Teste de fadiga com anular alagado e com injeção de CO₂

Ensaio em escala real de dutos flexíveis são complexos, envolvem muitos equipamentos, sensores e pessoas. Consequentemente, um grande número de paradas para ajustes, manutenções (preventivas, preditivas e corretivas) são frequentes, tornando a eficiência operacional baixa. Quando considerados testes ao ar, tais paradas não influenciam o resultado do teste e são consideradas normais. Porém, em se tratando de testes com anular alagado, durante estas paradas o anular continua alagado e o processo corrosivo se mantém ativo. Sendo assim, neste tipo de teste, é fundamental que as paradas sejam minimizadas visando reduzir seu impacto no resultado final. O ensaio em questão rodou com eficiência de 90%, medida através do índice de rendimento operacional global (IROG) do equipamento de teste, o qual está apresentado na Figura 121. A duração do teste foi de 175 dias. Em suma, de forma simplificada, este mensura o tempo de máquina operando em relação às horas disponíveis do dia. Do ponto de vista de execução, o teste foi considerado excelente.

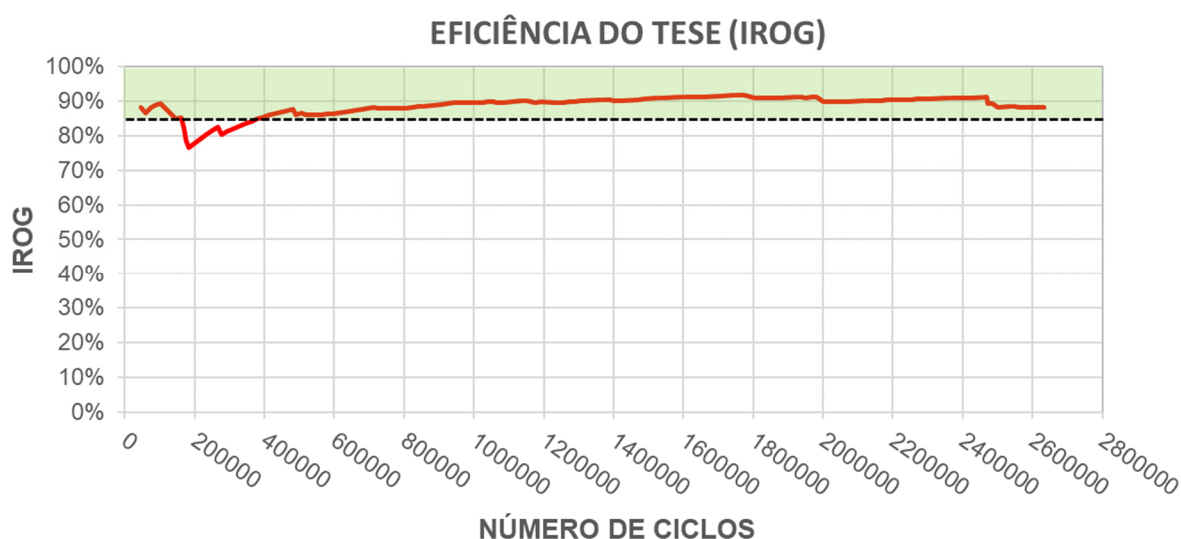


Figura 124 – Eficiência do teste medida pela razão das horas de ciclagem pelas horas de disponibilidade (Fonte: o Autor).

6.4.1.1. Condições do anular

Os parâmetros de controle do fluido presente no anular durante o teste são apresentados na Figura 125, bem como as faixas de aceitação pré-determinadas para cada um. Após a fase inicial de estabilização a condição do anular se manteve estável, podendo ser considerados como valores de referência: 930 mbar de CO₂ dissolvido, 1,032 ppb de O₂ dissolvido, 450 ppm de ferro dissolvido e pH de 5,95.

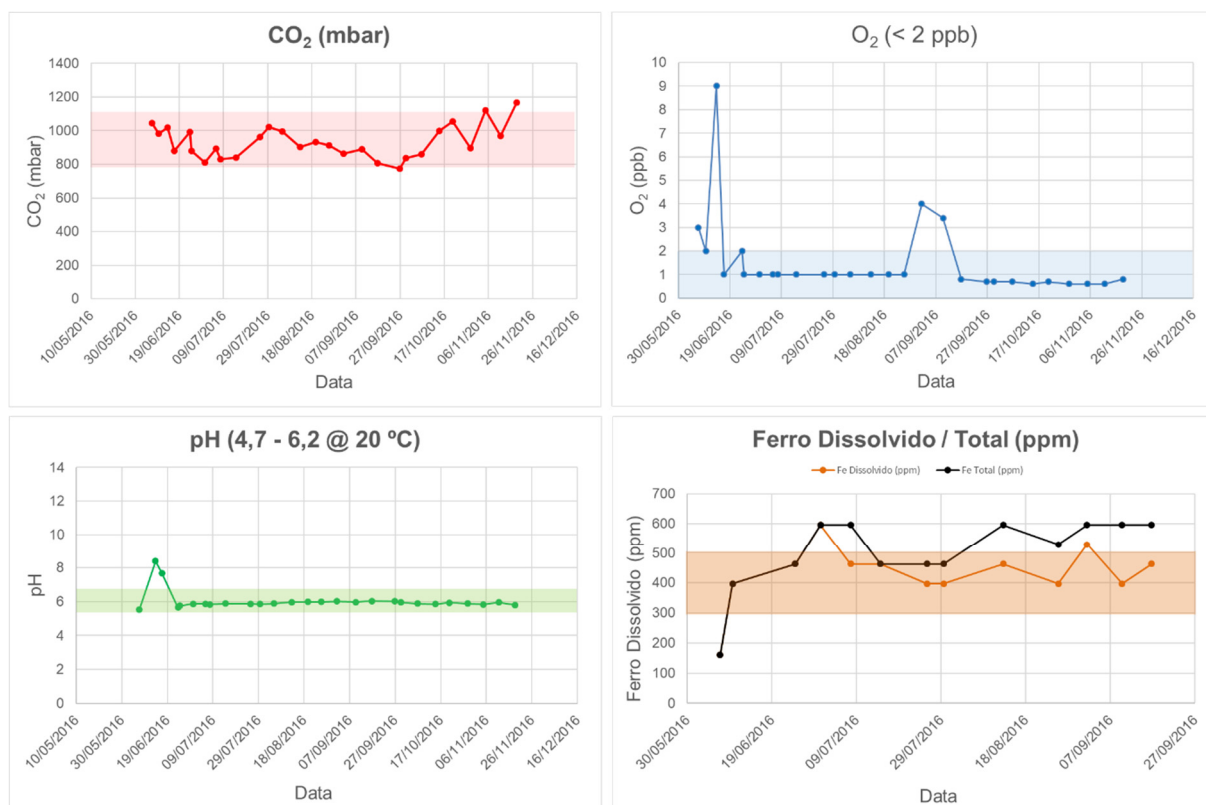


Figura 125 – Parametros medidos do fluido do anular ao longo do teste: CO₂ dissolvido, O₂ dissolvido, pH e ferro dissolvido/total, respectivamente (Fonte: o Autor).

6.4.1.2. Eventos indicativos de ruptura

A avaliação das assinaturas características dos sensores instalados na amostra em conjunto com o sistema SMAR, permitiu a detecção de 14 eventos indicativos de ruptura durante o teste. Todos os eventos foram detectados durante o bloco 7 de carregamento. A Figura 126 apresenta a evolução dos eventos ao longo do tempo de teste, sendo que as linhas verticais evidenciam as trocas de bloco de carregamento durante a execução do programa de teste.

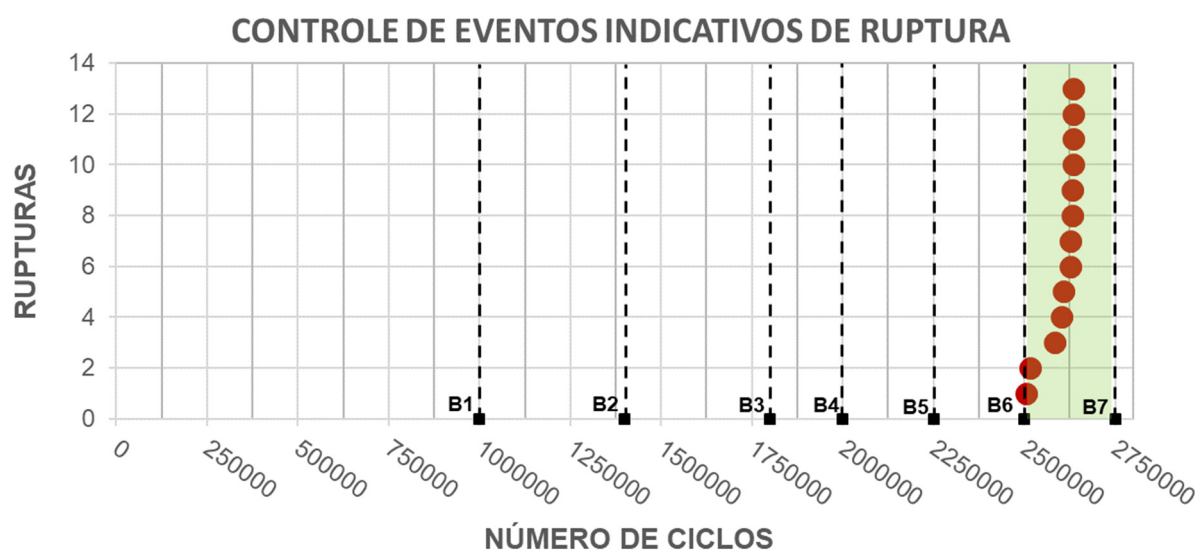


Figura 126 – Controle dos eventos indicativos de ruptura em relação ao número de ciclos e ao bloco de carregamento (Fonte: o Autor).

6.4.1.3. Dissecação pós-teste

Após a detecção do 14º evento indicativo de ruptura (critério de parada do teste) a amostra foi removida da bancada de testes e dissecada para a confirmação das rupturas e avaliação das condições gerais das armaduras de tração pós-fadiga. Durante a dissecação foram localizadas 14 fraturas em fios da armadura de tração, sendo destes 13 fios da camada externa, todos localizados no corpo tubular na região próxima à entrada do conector do lado fixo da bancada de testes (lado oposto ao atuador hidráulico) e 1 fio da camada interna, localizado no corpo tubular na região próxima à entrada do conector do lado móvel da amostra. Todas as 13 fraturas ocorridas na camada externa foram localizadas em fios adjacentes, ou seja, não restaram fios íntegros entre as rupturas. Um mapa das posições das rupturas em relação ao duto é apresentado no APÊNDICE C. A aparência geral das armaduras era boa, com a exceção das regiões de *gap* entre as fitas antiatrito que apresentavam “veios” de corrosão mais intensa que as demais regiões da armadura.

Após a identificação dos fios e medição das posições em que estes se encontravam, as armaduras foram removidas do duto. As amostras adjacentes às fraturas foram encaminhadas para a análise superficial por líquidos penetrantes e partículas magnéticas, conforme mostra a Figura 127. As amostras fraturadas foram seccionadas e separadas para a análise de falha.

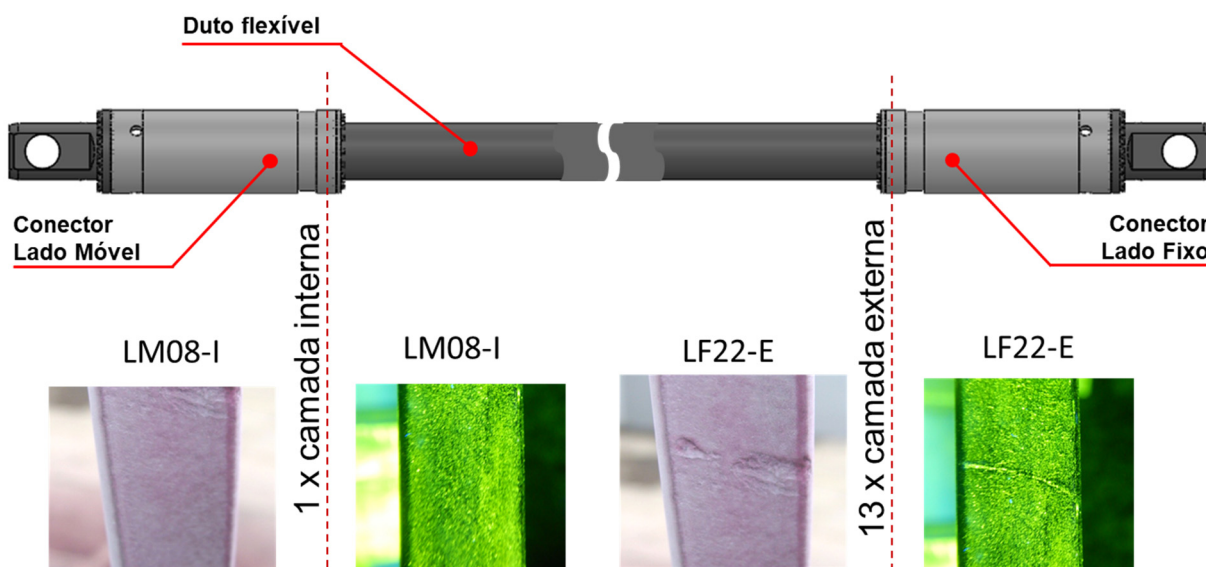


Figura 127 – Localização das rupturas e inspeção por líquidos penetrantes (LP) e partículas magnéticas nas regiões adjacentes as fraturas (Fonte: o Autor).

6.4.1.4. Análise de falha

As macrografias das superfícies de fratura dos fios rompidos foram utilizadas para determinação dos pontos de nucleação das trincas originadas durante o teste e estão apresentadas na Figura 128. Todas as amostras foram identificadas com um código de 5 caracteres onde os dois primeiros fazem referência ao lado (fixo ou móvel), o terceiro e o quarto são a numeração sequencial de todos os fios da camada e o último identifica a camada (externa ou interna). Pela análise realizada, todos os fios rompidos da camada externa (E) e da camada interna (I) falharam por fadiga.

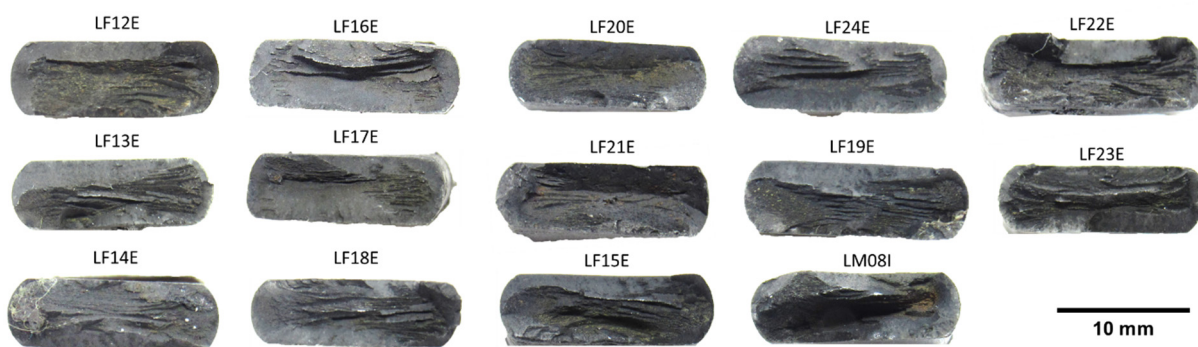


Figura 128 – Macrografias das superfícies de fratura dos 14 fios rompidos localizados durante a dissecação da amostra do ensaio em escala real.

Para a confirmação dos pontos de iniciação e avaliação do tipos e tamanhos de defeitos causados pela condição do anular, as amostras foram submetidas a análises via microscópio eletrônico de varredura. Durante as análises foram identificados 3 tipos de defeito nas regiões de iniciação, sendo eles: pites na face plana, pites nas quinas esquerda e direita do fio e linhas de corrosão preferencial coincidentes com filamentos presentes na fita de montagem. A Figura 129 apresenta fractografias com exemplos destes três tipos de defeito. Os defeitos foram mapeados e tiveram suas dimensões principais medidas. Como resultado geral, foram encontrados defeitos com profundidade média de 204 μm e largura de 913 μm , sendo a maior profundidade de defeito verificada de 336 μm . A Tabela 40 apresenta os valores medidos, os tipos de defeito e os correlaciona com a sequência dos eventos. O critério de classificação adotado foi baseado na teoria que a maior profundidade de defeito tenha levado à primeira falha. Porém, com base nos dados disponíveis não se pode precisar esta ordem.

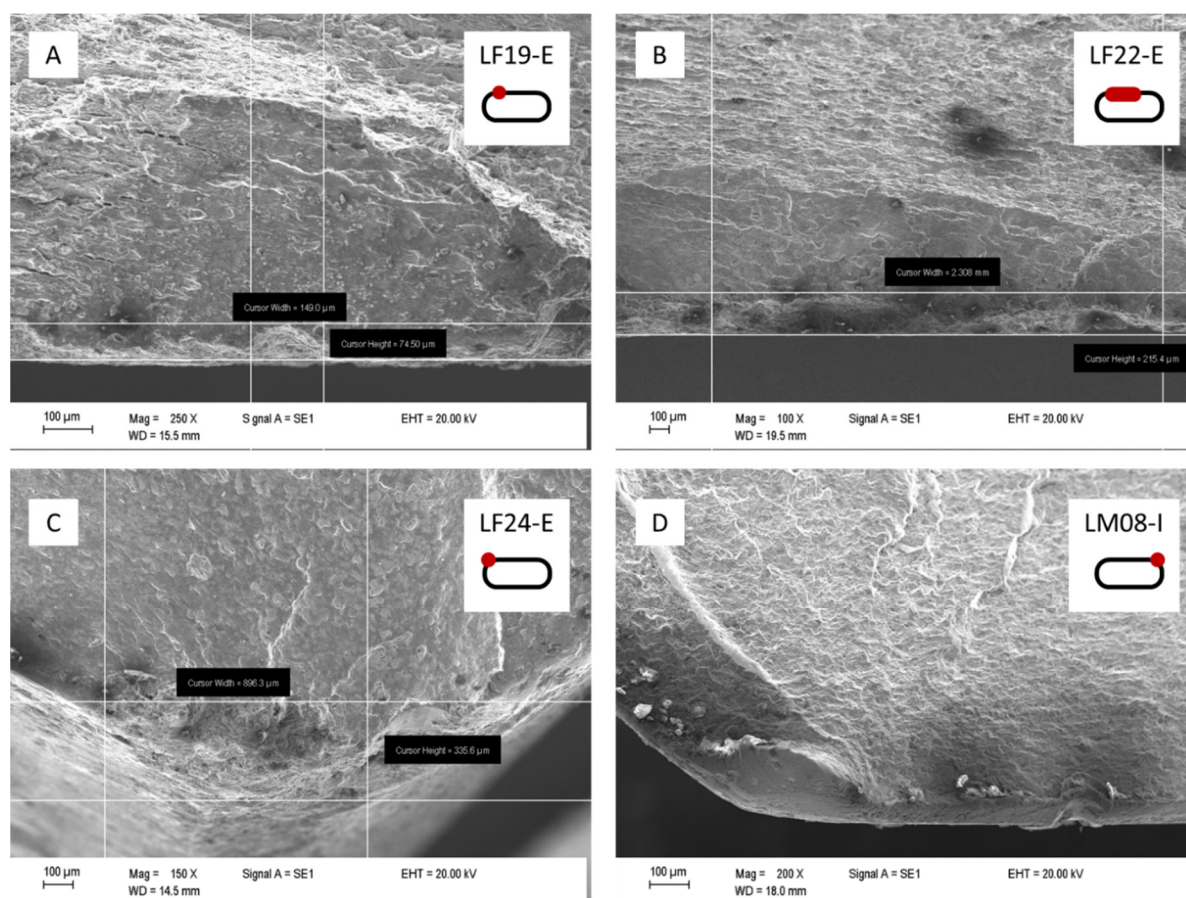


Figura 129 – Fractografias dos fios que falharam evidenciando exemplos de: (A) pite na face plana, (B) linha de corrosão, (C) pite na quina esquerda (camada externa) e (D) pite na quina direita (camada interna), respectivamente (Fonte: o Autor).

Tabela 40 – Eventos indicativos de ruptura relacionados com o tamanho dos defeitos medidos durante a análise de falha (Fonte: o Autor).

Evento	Ciclos	Camada	Provável ID	Distância do flange (mm)	Profundidade (μm)	Largura (μm)	Tipo
1	2.504.592	Externa	LF24-E	1.115	336	896	pite
2	2.516.286	Externa	LF15-E	890	303	1.286	pite
3	2.583.138	Interna	LM08-I	800	124	110	pite
4	2.601.791	Externa	LF13-E	895	237	294	pite
5	2.607.271	Externa	LF17-E	930	229	1.401	pite
6	2.627.723	Externa	LF12-E	890	217	~	linha
7	2.628.023	Externa	LF22-E	910	215	~	linha
8	2.632.453	Externa	LF19-E	910	211	514	pite
9	2.632.785	Externa	LF23-E	915	211	865	pite
10	2.635.093	Externa	LF21-E	910	183	1892	pite
11	2.635.121	Externa	LF18-E	915	172	995	pite
12	2.636.132	Externa	LF20-E	910	169	1.508	pite
13	2.636.134	Externa	LF16-E	890	156	~	linha
14	2.636.134	Externa	LF14-E	910	93	284	pite
Média					204	913	
Desvio Padrão					64	573	

6.4.2. Modelo numérico de duto flexível completo

O modelo numérico do duto flexível completo foi desenvolvido para avaliar a intensificação de tensões, para carregamentos estáticos, nos fios adjacentes devido a um evento indicativo de ruptura. O resultado do teste em escala real, apresentado na seção anterior, seguiu o previsto pelo modelo, que prevê a valores maiores de fatores de intensificação de tensão nos fios radialmente mais próximos e um decaimento contínuo com o distanciamento desta posição. A Figura 130 apresenta o resultado do modelo para a condição de duto íntegro.

A Figura 131 apresenta os resultados de tensão máxima principal para os modelos numéricos de duto completo, para as condições de 1, 4, 7, 10 e 13 fios adjacentes da armadura de tração externa rompidos. Todas as representações são relativas a um deslocamento total de 20 mm na estrutura.

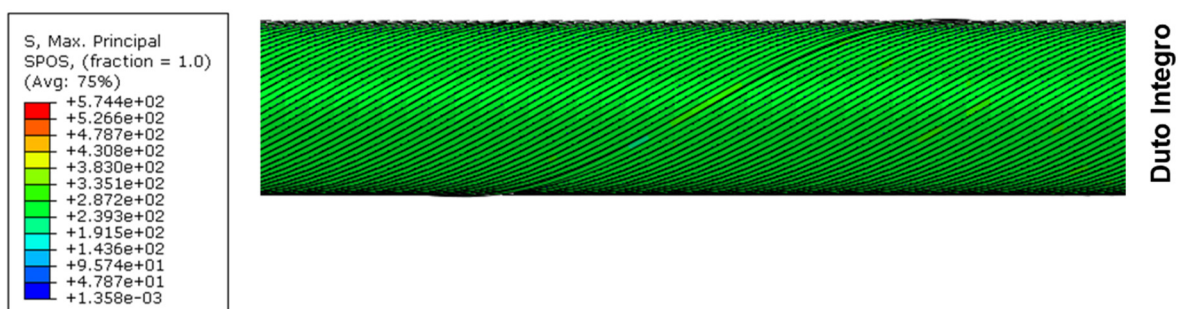


Figura 130 – Modelo numérico do duto completo apresentando o resultado da intensificação de tensões para a condição de 1 fio rompido (Fonte: o Autor).

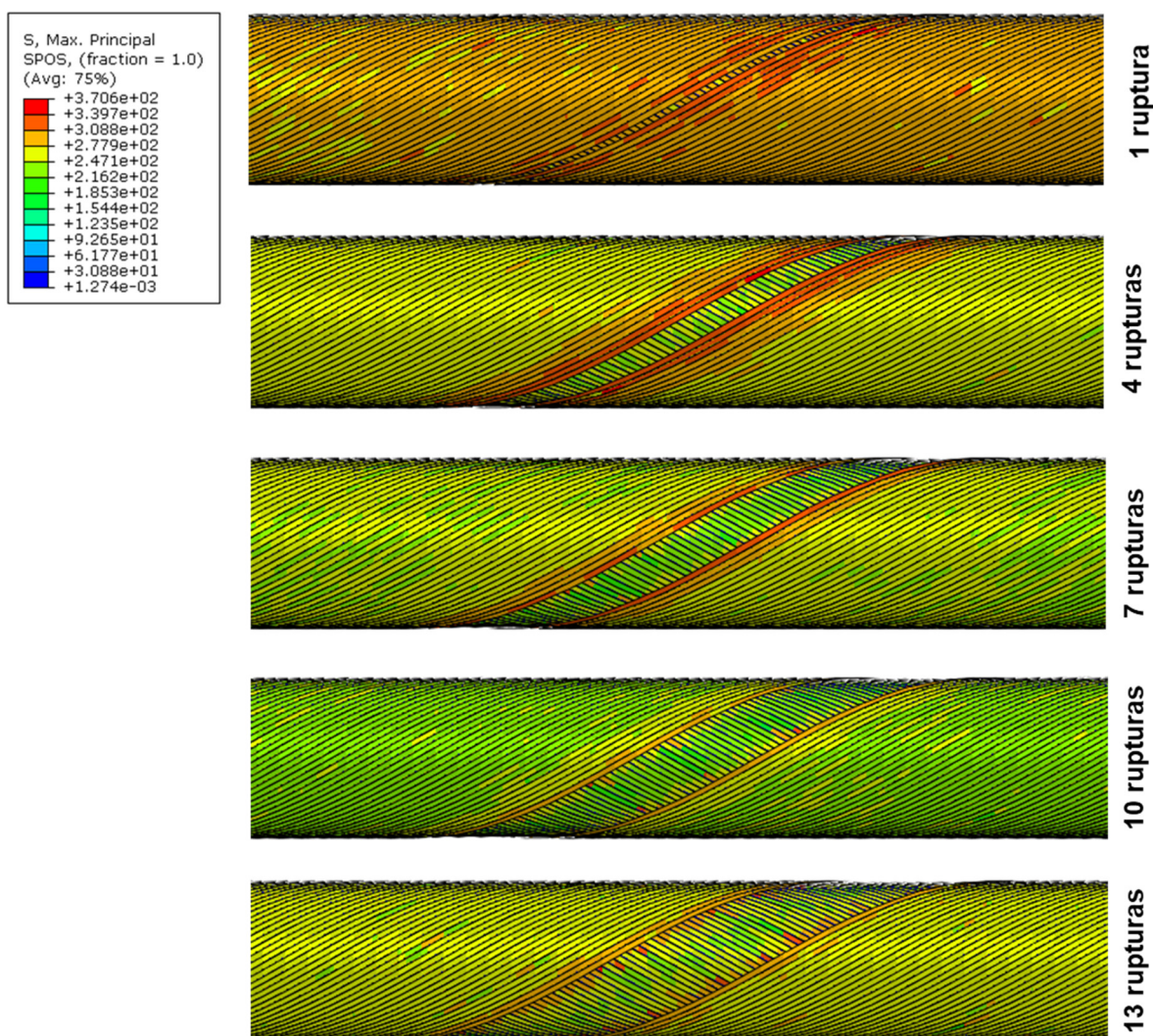


Figura 131 – Resultados dos modelos numéricos de tubo completo para as condições de 1 a 13 fios rompidos da armadura de tração externa (Fonte: o Autor).

Os resultados de fatores de intensificação de tensões, para carregamentos estáticos, para diferentes números de fios rompidos da armadura externa de tração (1 a 13) estão apresentados na Tabela 41. Além do fator de intensificação de tensão para os três fios mais próximos ainda é apresentado um fator de intensificação para a camada interna da armadura de tração. Tanto os fatores para a camada externa, quando os para a camada interna, são relacionados exclusivamente com o número de rupturas na camada externa.

Tabela 41 – Eventos indicativos de ruptura relacionados com o tamanho dos defeitos medidos durante a análise de falha (Fonte: o Autor).

Nº de fios rompidos	Fator de intensificação no fio mais próximo	Fator de intensificação no segundo fio mais próximo	Fator de intensificação no terceiro fio mais próximo	Fator de intensificação na camada interna
1	1,05	1,03	1,02	1,05
2	1,15	1,13	1,12	1,10
3	1,22	1,20	1,19	1,17
4	1,29	1,27	1,25	1,23
5	1,35	1,32	1,31	1,29
6	1,43	1,40	1,39	1,37
7	1,45	1,42	1,41	1,39
8	1,47	1,44	1,43	1,41
9	1,50	1,47	1,46	1,44
10	1,55	1,52	1,51	1,48
11	1,62	1,59	1,57	1,55
12	1,67	1,64	1,62	1,60
13	1,82	1,79	1,77	1,74

Os modelos numéricos apresentaram boa consistência e pela comparação direta entre os resultados, fica claro que existe uma intensificação considerável de tensões devido a ruptura sistemática de fios da armadura de tração externa. Além disso os resultados demonstram a redistribuição não uniforme de tensões nos fios remanescentes. Tais resultados serão melhor explorados, discutidos e comparados com a literatura na seção subsequente.

7. DISCUSSÃO DOS RESULTADOS

Esta seção, discute os resultados apresentados na seção anterior e os compara com resultados de outros autores usados na fundamentação teórica desta tese a fim de dar sustentação às conclusões. Com base nas análises realizadas, nesta seção pretende-se ainda atingir o objetivo principal da tese e também os objetivos específicos. A partir das discussões construídas nesta seção, serão quantificados os fatores de redução de vida em fadiga frente ao material, geometria dos conectores, condição do anular e perda parcial de integridade da estrutura.

7.1. Redução de vida em fadiga devido às características do fio

As amostras planas apresentaram valores de limite de escoamento e resistência à tração compatíveis com os informados pelo fabricante, diferentemente das helicoidais, as quais apresentaram dificuldades na avaliação dos resultados obtidos devido a carregamentos secundários de torção e flexão. Tal resultado comprova a necessidade de uma etapa de planificação dos fios removidos de amostras de campo ou de dutos ensaiados em escala real, antes de sua utilização em ensaios de caracterização.

Os valores médios de limite de escoamento, obtidos com os ensaios nos fios planos, de 1.324 ± 6 MPa e de resistência a tração de 1.496 ± 7 MPa comprovam a alta resistência mecânica dos fios da armadura de tração. Mesmo assim, é importante observar que o material não apresentou patamar de escoamento definido. Este comportamento dificulta o estabelecimento da região linear-elástica e pode levar a erros de conversão de deformação em tensão para valores de deformação elevados. Para este material, através da análise das curvas apresentadas na Figura 80, conclui-se que o comportamento do material deixa de ser elástico-linear perfeito em aproximadamente 900 ± 50 MPa. Assim, para valores acima deste, não é recomendável a utilização da Lei de Hook para conversões e sim a conversão direta pela curva tensão versus deformação. Para as demais análises realizadas e modelos numéricos gerados, as correlações partiram desta premissa.

Quanto às análises químicas, foi observado que as amostras de fios apresentam teor de carbono de $0,64 \pm 0,017$ %, sendo este um pouco abaixo do limite mínimo especificado para o aço ABNT 1070 (teor de carbono de 0,65 a 0,75%). Ainda

sobre a composição química, não foram evidenciados elementos de liga, o que sugere que o material em questão não foi desenvolvido especificamente para trabalho em ambiente salino e contaminado com gases agressivos. Assim, é esperada uma redução significativa de vida em fadiga quando este estiver submetido a condições que não ao ar.

É de comum conhecimento que defeitos superficiais são os pontos preferenciais de nucleação de trincas de fadiga em aços de alta resistência mecânica, como o em questão. As amostras de fios foram analisadas a fim de se caracterizar eventuais descontinuidades superficiais. A rugosidade total (R_t) medida nas amostras foi baixa, sendo o maior valor médio medido de $8,203 \pm 3,035 \mu\text{m}$ na posição L1 (ver Figura 28). As análises superficiais por metalografia mostraram ausência de defeitos, superficiais e subsuperficiais, que pudessem produzir alguma redução de vida em fadiga do material. As amostras ainda foram atacadas a fim de se avaliar a presença de descarbonetação. Todas as amostras analisadas apresentaram a mesma microestrutura homogênea composta por perlita fina com deformação no sentido de laminação (longitudinal). Não foi evidenciado nenhum grau de descarbonetação.

Quanto aos perfis de microdureza, foi observado que as amostras apresentavam valores médios de microdureza de $445 \pm 8 \text{ HV}$. A avaliação demonstrou que a microdureza ao longo da seção transversal do fio é elevada e homogênea, o que condiz com o grau de encruamento do material. Tal característica, aliada à análise metalográfica, confirma que as propriedades mecânicas do material são homogêneas ao longo da seção transversal. Esta característica garante que não existem zonas de transição, dispensando assim a necessidade de análise local de tensões ou mesmo de construção de modelos numéricos com propriedades variando ao longo da seção. A exemplo: soldas, tratamentos térmicos e tratamentos superficiais demandam análises locais analíticas ou numéricas mesmo em um corpo sólido único devido à transição de propriedades que estas geram.

Para a análise das tensões residuais pelo método do furo cego (MFS), os resultados indicaram, em geral, tensões levemente trativas em ambas as faces. Já o método de difração de raios X (DRX) mostrou a presença de tensões residuais compressivas superficiais de magnitude considerável para o lado externo. Nas amostras analisadas, as tensões residuais longitudinais na face externa do fio são as

mais importantes do ponto de vista da análise de fadiga, sendo os valores médios obtidos de $-281,85 \pm 55,08$ MPa na superfície (DRX) e de $79,04 \pm 30,01$ MPa logo abaixo desta (MFS). Devido à medida obtida por DRX ser muito superficial, e em vista da segurança uma vez que o processo corrosivo levar a uma perda de espessura superior a profundidade de medida da técnica, foram adotados os valores médios obtidos com o MFS como valores de tensão residual. Para análises futuras, sugere-se a construção de um perfil de tensões residuais pelo método de difração de raios X, através da técnica de remoção eletrolítica de camada.

A avaliação da tenacidade à fratura do material demonstrou que este é extremamente sensível ao entalhe. Não foi possível calcular o K_{IC} dos fios da armadura de tração, porque de fato dois critérios da norma ASTM E399 não puderam ser atendidos, isto é, a relação P_m/P_Q (item 9.1.3) e o requisito dimensional (item 9.1.4). Assim, foram calculados os valores de CTOD e Integral-J para quantificar a tenacidade à fratura do material, que são expressos em termos de δ_{uc} e J_{uc} . A configuração do corpo de prova nos ensaios de tenacidade à fratura apresentou influência nas propriedades dos fios. Os fios helicoidais, na geometria SE(T) possuem maiores valores de tenacidade (CTOD de $0,074 \pm 0,022$ mm e integral-J de $133 \pm 38,19$ kJ/m²) do que aqueles na configuração SE(B) (CTOD de $0,026 \pm 0,015$ mm e integral-J de $60 \pm 4,16$ kJ/m²). Este último apresentou resultado inferior de que quando comparado com a fios planos testados na mesma condição (CTOD de $0,038 \pm 0,015$ mm e integral-J de $94 \pm 2,65$ kJ/m²). Esse comportamento é decorrente do nível de constricção que a forma geométrica gera no material, sendo que a geometria SE(B) restringe mais a deformação plástica na ponta da trinca quando comparado com a geometria SE(T). Na comparação entre fio plano e fio helicoidal, a diferença nos resultados ocorre por conta de uma distribuição de tensões não homogênea de tensões na seção transversal devido a componentes de torção e flexão que a condição helicoidal apresenta devido a sua geometria. Mesmo que comprovada a influência da geometria do corpo de prova e da configuração de teste, em todos os casos o material apresentou tenacidade muito baixa ou quase inexistente, o que para os termos desta análise significa uma baixa vida em fadiga, após uma trinca ter sido nucleada.

Como fechamento da análise da influência das propriedades dos materiais na vida em fadiga do duto avaliado, fica claro, com base nos resultados e discussões

apresentadas que, do ponto de vista de nucleação, não foram observados defeitos ou descontinuidades que favoreçam reduções significativas de vida em fadiga. Ainda do ponto de vista de tensões residuais de fabricação, estas foram pouco superior a 5% do escoamento do material, tendo pouca contribuição na tensão efetiva aplicada às armaduras de tração. Por fim, do ponto de vista de propagação, o material se mostrou altamente sensível ao entalhe, evidenciando através dos resultados dos ensaios de tenacidade à fratura que, após a nucleação de uma trinca no material, este irá falhar em um curto espaço de tempo.

7.2. Redução de vida devido ao meio agressivo

Considerando as curvas ao ar levantadas com fios planos e helicoidais, as duas curvas apresentaram a mesma inclinação, isto é, um mesmo coeficiente “m”. Para ambas as curvas, o valor obtido deste coeficiente foi de 3,93, o qual, é condizente com o valor de 3,89 das curvas ao ar obtidas por CAMPELLO (2014). Quanto ao seu desempenho, foi determinado que a curva com fios helicoidais apresentou um decréscimo de 14% na vida em fadiga quando comparada a curva do fio plano, pelas curvas médias. A maior diferença ficou na comparação da curva de projeto, na qual, a curva do fio helicoidal apresentou desempenho 42% inferior a curva do fio plano. Tal fato, pode ser explicado devido a maior dispersão nos resultados obtidos nos testes da curva com amostras helicoidais. Tais resultados contribuem, assim como os fatores de redução de vida em fadiga (FRT) obtidos por SULINO (2016) para estudos futuros que pretendam avaliar o desempenho em fadiga de dutos flexíveis retirados de campo, ou seja, com fios helicoidais e compará-los com os dados de literatura de curvas levantadas com fios planos.

Como as curvas de corrosão-fadiga foram levantadas com amostras helicoidais, estas serão comparadas à curva ao ar construída com os fios de mesma geometria. Para a utilização destes dados com fios planos, os fatores de correção acima discutidos devem ser aplicados. As curvas de corrosão-fadiga apresentaram redução significativa de vida em fadiga quando comparadas as curvas levantadas ao ar. Como as curvas ao ar e em meio apresentam inclinações diferentes, para fins de comparação, foram utilizados os valores do número de ciclos para a falha quando aplicado um delta de tensão de 500 MPa. Para a aplicação destes resultados nas análises subsequentes, serão utilizados os valores consultados nas curvas.

Para um delta de tensão de 500 MPa, a condição de meio com água do mar sintética (AMS) desaerada apresentou um desempenho 11% superior, quando comparadas as curvas médias, em relação a condição saturada com CO₂. Porém, quando realizada a mesma comparação, tendo como base a curva de projeto, tal diferença foi reduzida para 3%. Esta pode ser explicada pela maior dispersão dos dados na curva com água do mar sintética desaerada (N₂). A Figura 132 apresenta as quatro curvas S-N de material construídas nesta tese. As condições ao meio quando comparadas com ao ar, com base na curva média, apresentaram um decréscimo de 41 a 51%, os quais são condizentes com os valores reportados por LEIRA (2015) de 30-40% para a mesma condição.

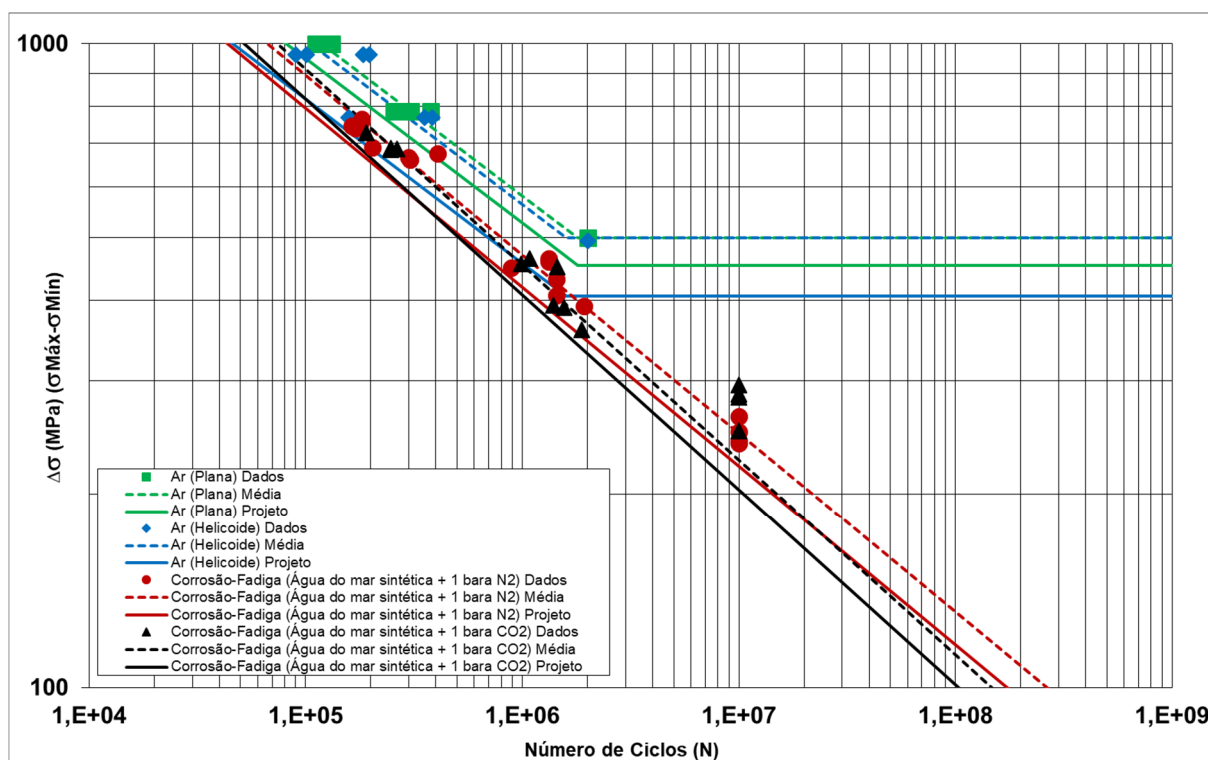


Figura 132 – Curvas S-N ao ar e em meio levantadas com material da armadura de tração (Fonte: o Autor).

A Tabela 42 resume os fatores de redução de vida em fadiga encontrados para as curvas médias para um delta de tensão de referência de 500 MPa. Estes fatores foram calculados pela razão entre o número de ciclos até a falha entre as duas condições comparadas para o mesmo delta de tensão apresentado acima.

Tabela 42 – Tabela comparativa dos fatores de redução de vida em fadiga entre as curvas levantadas considerando como referência a curva de média a um delta de 500 MPa (Fonte: o Autor).

Condição	Ar – Plano	Ar – Helicoidal	Meio – AMS+N ₂	Meio – AMS+CO ₂
Ar – Plano	1	1,14	2,22	2,45
Ar – Helicoidal	0,87	1	1,92	2,13
Meio – AMS+N₂	0,45	0,51	1	1,11
Meio – AMS+CO₂	0,41	0,47	0,90	1

7.3. Redução de vida em fadiga devido aos conectores

Este capítulo está dividido em três partes, de acordo com cada uma das abordagens utilizadas para a quantificação dos parâmetros envolvidos durante os testes simulados que influenciam a vida em fadiga do duto flexível. A primeira é referente aos resultados de caracterização da resina epóxi e da interface entre ela e o fio. A segunda, trata dos dados de deformação ao longo do fio no interior da caixa de tração e na parte externa (fio livre), os quais, foram comparados para quantificar a intensificação das tensões devido à geometria do conector de campo. Adicionalmente à esta análise, o percentual de deformação que chega a extremidade de ancoragem também foi calculado, com o intuito de comparar a eficiência da ancoragem para diferentes ângulos e raios de dobramento. A terceira, e última, parte refere-se às curvas E-N geradas pelo modelo numérico para a comparação da resposta em fadiga das diferentes condições estudadas.

No que se refere à análise do comportamento mecânico das resinas, as amostras apresentaram o comportamento esperado, com fratura frágil característica a 45°. Durante as dissecações, foi detectado um elevado número de poros nas amostras, mas mesmo assim, conseguiu-se observar um excelente desempenho mecânico, apresentando resistência à compressão de $108,56 \pm 1,20$ MPa, provavelmente devido à carga cerâmica utilizada nesta resina epóxi. Já o seu desempenho em tração foi bem mais singelo, sendo a resistência à tração média $58,57 \pm 1,13$ MPa. Tais resultados, em conjunto com os resultados de interação fio-epóxi, foram fundamentais para a definição das dimensões das amostras de escala média e alimentaram o software de elementos finitos utilizado para a construção dos modelos numéricos.

Na seção de resultados foram apresentados o comportamento individual da resposta de carga de cada amostra de ensaio de interface, frente ao tempo de ensaio. Nesta seção, os valores de carga máxima de adesão (primeiro pico) serão plotados em conjunto para a comparação da resposta da interface frente a diferentes diâmetros, ângulos e comprimentos. A Figura 133 apresenta os comparativos de ancoragem em função do diâmetro e do ângulo.

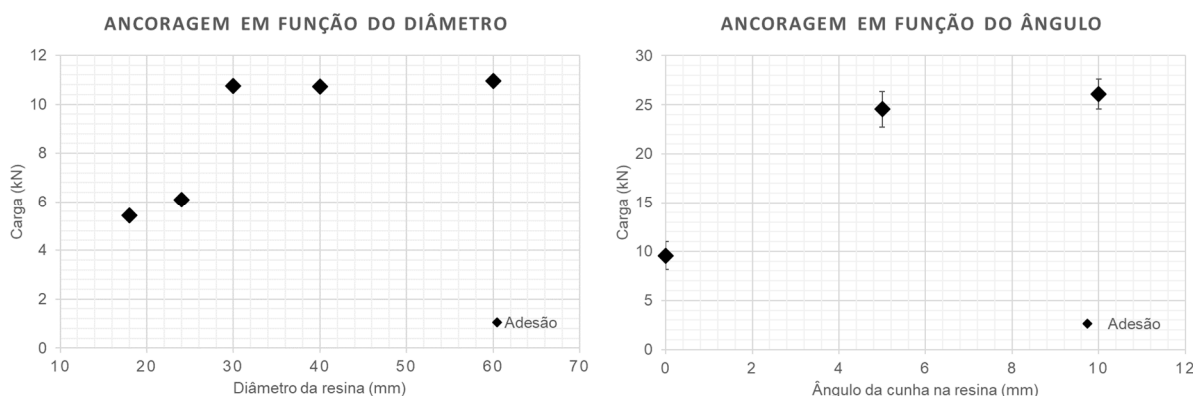


Figura 133 – Comparativo de ancoragem frente a variação de diâmetro e ângulo (Fonte: o Autor).

Com base nos resultados, foram definidos limites a partir dos quais a influência dos parâmetros avaliados deixa de ser relevante. Para a ancoragem frente à variação do diâmetro de resina ao redor do fio, o valor limite a partir do qual o aumento desta deixa de influenciar significativamente a resposta, pôde ser definido como 30 mm. Isto significa que, para a garantia da máxima resposta de ancoragem da interface fio-epóxi, esse valor deve ser respeitado. Quanto ao ângulo das faces livres do epóxi, este se mostrou surpreendentemente influente na resposta do sistema, sendo que a adição de uma inclinação de 5° gerou um aumento de desempenho mecânico de 250%. Tal fato, pode ser explicado pois a resistência da interface é diretamente proporcional à força de atrito da interface. A adição de uma face angulada gera, quando a amostra é tracionada, um efeito de cunha que passa a transferir parte da carga por uma componente de força perpendicular ao fio. Esta componente é somada à força normal existente entre o epóxi e o fio, devido à contração que a resina sofre durante o processo de cura. A nova força normal resultante multiplicada pelo

coeficiente de atrito do par tribológico, fio-epóxi, é a força de atrito que irá reger a resposta em tração do conjunto.

A relação da ancoragem com o comprimento de fio embebido em resina epóxi, não pôde ser definido como função de um patamar, como aconteceu com o diâmetro e o ângulo. Esta relação é diretamente proporcional e crescente, porém, não linear, podendo inclusive, ser ajustada por uma potência conforme apresenta a Figura 134.

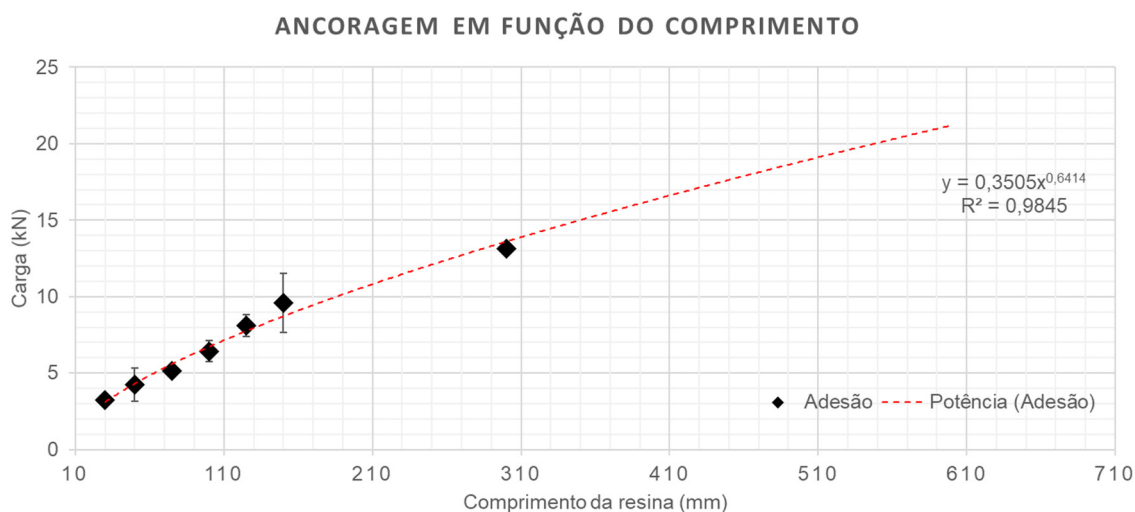


Figura 134 – Resposta da ancoragem frente a variação de comprimento (Fonte: o Autor).

A curva E-N gerada pelos ensaios dinâmicos mostrou que a metodologia desenvolvida produziu resultados consistentes. Foi possível verificar, com base nos resultados obtidos nos testes nas caixas de tração com geometrias representativas de conectores de campo, que há um decaimento na vida em fadiga da armadura de tração, quando está é disposta no interior do mesmo. Em relação à curva E-N dos ensaios de flexão a quatro pontos de amostras retas, a vida em fadiga decaiu em 85% para a condição de dobramento do fio na entrada da caixa de tração, em amostras longas, de 133° com raio de 30 mm em relação à curva ao ar do fio plano. O mesmo fator, para amostras curtas com condição de dobramento de 90° com raio de 10 mm, foi de impressionantes 97%. Esta diferença considerável dos resultados se deve ao fato de que raios menores de curvatura originam uma região com maior nível de concentração de tensões. Além disso, o modelo de caixa de tração longa possui maior

região de contato entre a resina e o fio, possibilitando uma transferência de carga mais distribuída.

As tensões presentes na região interna da caixa de tração foram comparadas com as deformações induzidas na parte livre do fio (fora da caixa de tração). Para tal, utilizaram-se dois patamares de carga, correspondentes aos deltas de carga utilizados nos testes de fadiga. A utilização do delta se faz necessária para que sejam consideradas apenas as deformações provenientes da tração do fio, desconsiderando as deformações residuais induzidas pelo dobramento. Este procedimento pode ser visualizado na Figura 135.

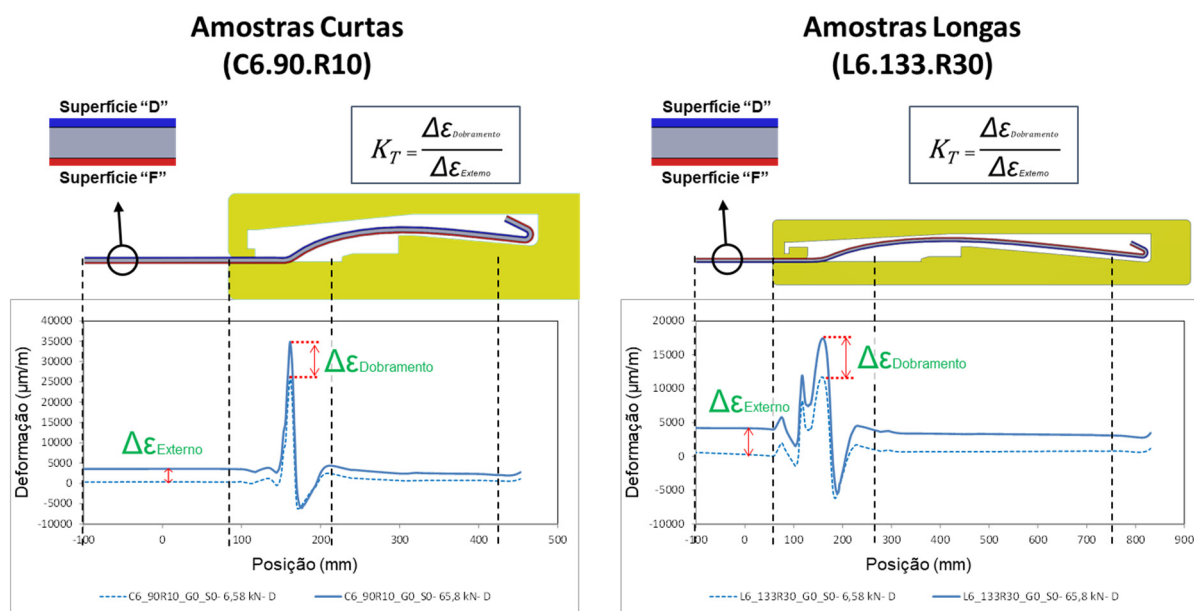


Figura 135 – Metodologia para a determinação do fator de concentração de tensões (K_t) ao longo do fio na caixa de tração, com foco na região de dobramento. (Fonte: o Autor).

Para a quantificação do nível de deformação que chega à região da extremidade de ancoragem, foi considerada uma posição adjacente a esta. Assim, as deformações elevadas provenientes da concentração de tensões devido a geometrias proprietárias dos fabricantes são consideradas nesta análise.

Na Figura 136, são apresentados os resultados para o fator de concentração de tensões e para as cargas transferidas à extremidade de ancoragem em

comparação com os da região de dobramento na entrada da caixa de tração, mantendo-se o raio de dobramento fixo, e variando-se o ângulo de dobramento.

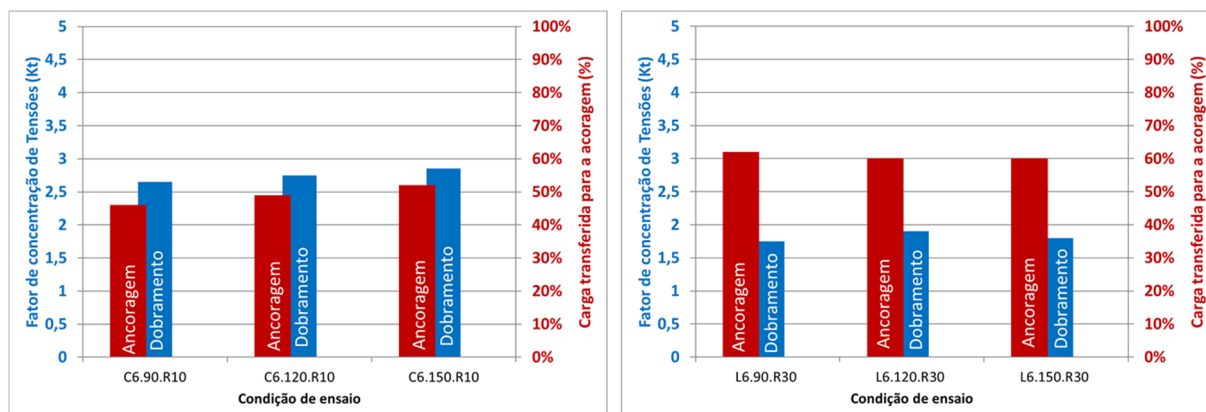


Figura 136 – Comparação do fator de concentração de tensões na região de dobramento com a carga transferida a extremidade de ancoragem para os modelos numéricos com diferentes ângulos de dobramento (Fonte: o Autor).

Com base na análise dos gráficos, é possível notar que o aumento do ângulo de dobramento não tem influência significativa na concentração de tensões na região de entrada da caixa de tração e, tão pouco, na carga transferida para a extremidade de ancoragem.

A Figura 137 mostra o efeito da variação do raio de dobramento do fio para os mesmos parâmetros avaliados para as condições de ângulo de dobramento.

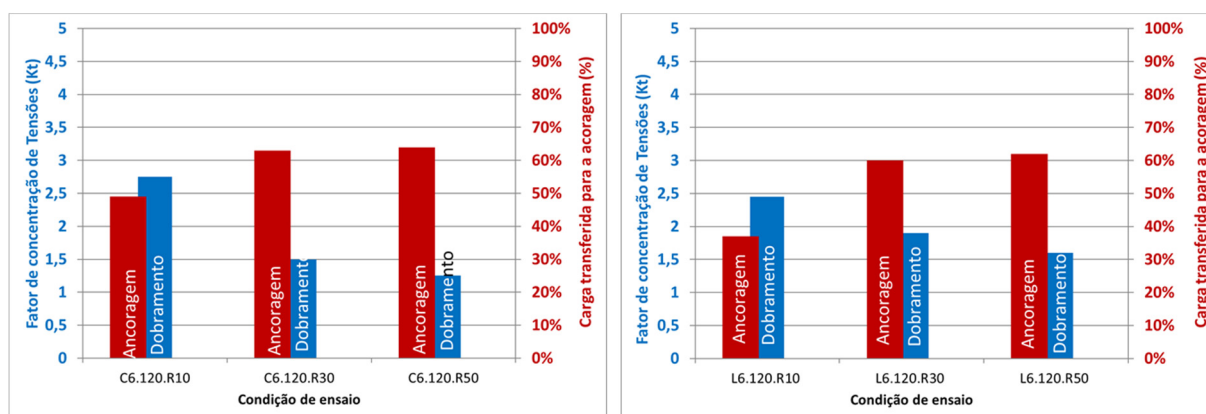


Figura 137 – Comparação do fator de concentração de tensões na região de dobramento com a carga transferida a extremidade de ancoragem para os modelos numéricos com diferentes raios de dobramento (Fonte: o Autor).

A comparação entre os resultados do modelo com raio de dobramento de 10 mm e do modelo com raio de dobramento de 30 mm permitiu visualizar uma variação significativa entre os resultados. A intensidade do concentrador de tensões na região de dobramento diminuiu em 40% com o aumento do raio, devido à “suavização” da geometria. Entretanto, esta “suavização” permitiu maior mobilidade ao fio, diminuindo a sua ancoragem na região de entrada da caixa de tração e, conseqüentemente, transmitindo um maior nível de carga à extremidade de ancoragem, neste caso de 20%. Estes efeitos são menores quando se compararam amostras com raio de 30 mm e 50 mm, gerando uma redução de 20% no fator K_t e um aumento de 4,5% na carga transferida para a região de ancoragem. Isto evidenciou a influência considerável do raio de 10 mm, por apresentar geometria mais severa dentre as analisadas neste trabalho.

O resultado comparativo entre modelos com e sem aplicação de desmoldante no fio é apresentado, na Figura 138.

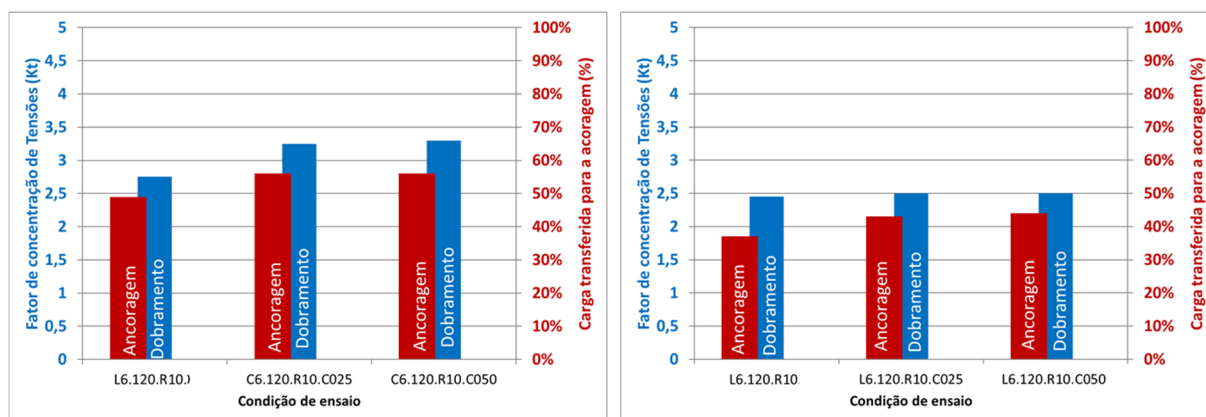


Figura 138 – Comparação do fator de concentração de tensões na região de dobramento com a carga transferida à extremidade de ancoragem para os modelos numéricos com diferentes percentuais de desmoldante aplicado ao fio para simular uma perda de adesão parcial entre o par de contato (Fonte: o Autor).

Foi evidenciado que a aplicação de desmoldante no fio não produz efeito significativo no concentrador de tensões das amostras longas. Embora as deformações tenham aumentado levemente, cerca de 12%, com a adição de desmoldante para as amostras curtas, pode-se dizer que a adição de até 50% de desmoldante no fio não comprometeu o desempenho da amostra em fadiga. Também,

foi possível constatar, que a carga transferida à extremidade de ancoragem aumentou 9% devido à perda de atrito induzida pelo desmoldante.

Por último, foram analisados os efeitos da aplicação de um campo de temperatura na amostra durante o ensaio, visando simular a temperatura que os testes de laboratório foram realizados ($22\text{ }^{\circ}\text{C} \pm 3\text{ }^{\circ}\text{C}$), em comparação com uma temperatura típica de operação de conectores em campo ($60^{\circ} \pm 10\text{ }^{\circ}\text{C}$). Os resultados desta estão apresentados na Figura 139.

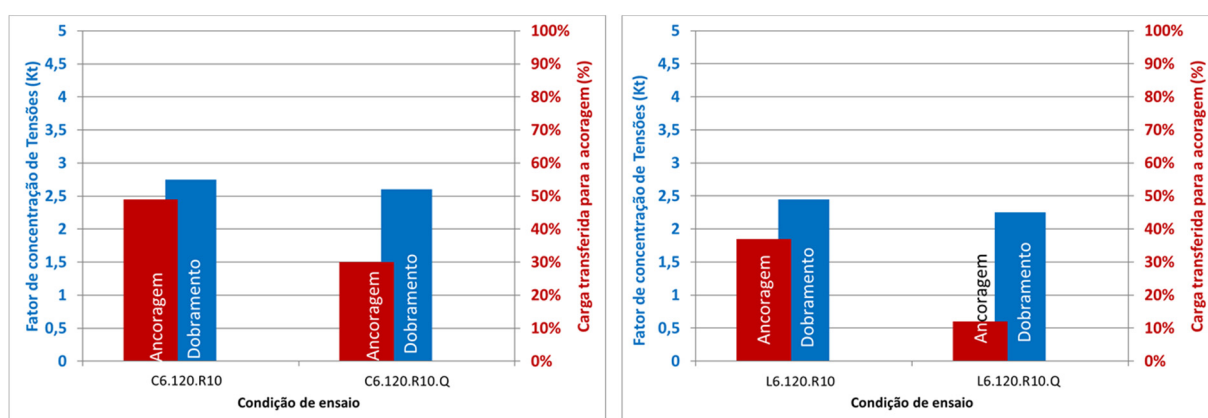


Figura 139 – Comparação do fator de concentração de tensões na região de dobramento com a carga transferida a extremidade de ancoragem para os modelos numéricos com diferentes temperaturas de operação (Fonte: o Autor).

Com base na comparação dos resultados dos ensaios realizados a diferentes temperaturas, conclui-se, que níveis mais elevados de temperatura são benéficos à amostra. A temperatura produz valores de concentração de tensões no conector menores, da ordem de 13%, e reduz a carga que chega à extremidade de ancoragem em aproximadamente 40% para as amostras curtas em 75% para as amostras de caixa de tração longas. Isto se dá devido à elevada expansão térmica da resina, que quando aquecida aumenta sensivelmente de volume e comprime o fio, aumentando a força de atrito, melhorando assim a transferência de carga do fio para a resina ao longo do comprimento da caixa de tração. Tal constatação é importante pois demonstra e quantifica um conservadorismo nos testes em escala média e real de conectores realizados em laboratório a temperatura ambiente, frente às condições de operação de campo. Esta observação pode apresentar uma importante frente de estudo para a redução do conservadorismo nos projetos de novos dutos, uma vez que

não foram encontrados resultados similares para comparação nas literaturas avaliadas na revisão bibliográfica desta tese.

Partindo dos modelos numéricos construídos, foi possível simular os ensaios dinâmicos em caixas de tração de forma computacional, permitindo assim a avaliação de diferentes condições de dobramento do fio na região de entrada das caixas de tração, aplicação de desmoldante no fio e ensaio a quente. A Figura 140 apresenta a comparação das curvas E-N produzidas por diferentes ângulos de dobramento, sem alteração de outros parâmetros.

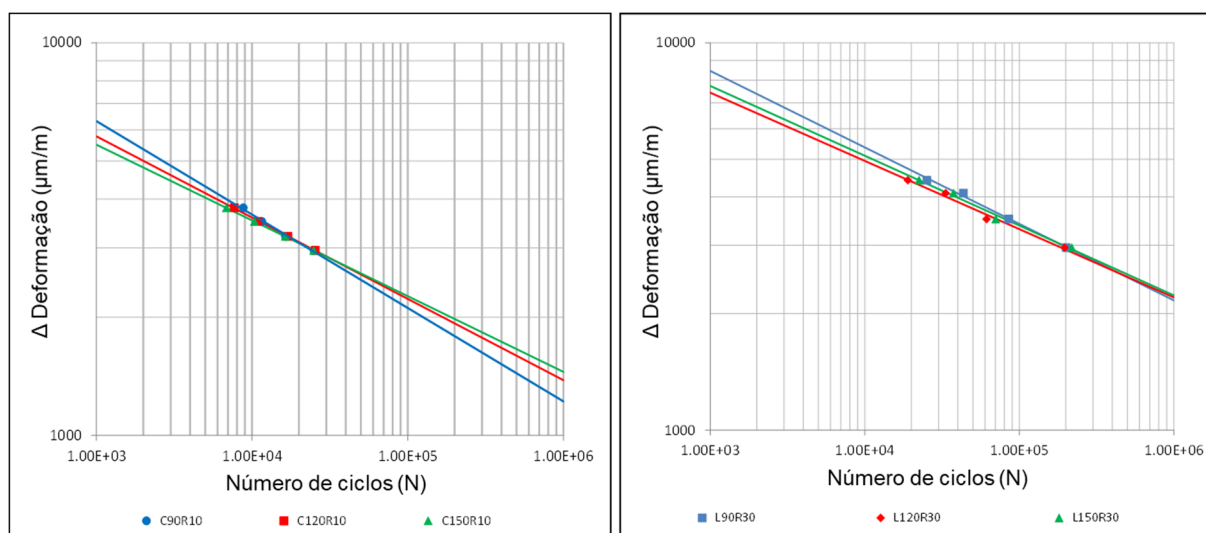


Figura 140 – Comparação entre curvas E-N de modelos com diferentes ângulos de dobramento (Fonte: o Autor).

Foi possível observar que o ângulo de dobramento teve uma leve influência na vida em fadiga das amostras, uma vez que a diferença entre as curvas é irrelevante ao ponto que todas estariam dentro da dispersão dos pontos de um ensaio com qualquer uma das condições apresentadas. Na Figura 141, são apresentadas as curvas E-N numéricas produzidas para diferentes raios de dobramento, sendo mantido fixos os demais parâmetros.

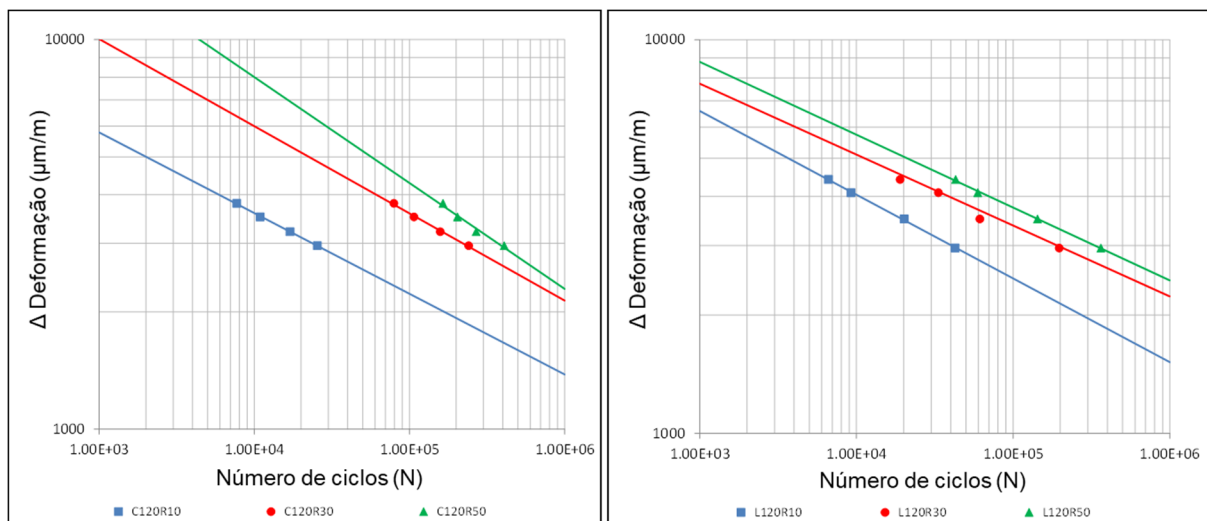


Figura 141 – Comparação entre curvas E-N de modelos com diferentes raios de dobramento (Fonte: o Autor).

O raio de dobramento do fio na entrada da caixa de tração apresentou grande influência na vida em fadiga das amostras, uma vez que é responsável pela mudança brusca de geometria e concentrações de tensões. Quanto menor o raio de dobramento, maior será sua deformação residual devido ao trabalho à frio e menos suave será a transição entre a parte plana do fio, a região de dobramento e a extremidade de ancoragem. Assim, tanto as deformações provenientes do dobramento quanto as deformações originadas da tração do fio serão maiores, quando comparadas às deformações de amostras dobradas com raios maiores. Foi possível notar que a maior diferença entre as curvas se deu para a transição entre o raio de 10 mm e o raio de 30 mm, sendo que entre os raios de 30 mm e o de 50 mm, esta variação foi menor. Isto evidencia que a relação entre raio de dobramento e a vida em fadiga do fio não é linear.

Para analisar o efeito da aplicação de desmoldante ao fio, foram comparadas as curvas E-N de modelos sem desmoldante, com 25% e com 50% de desmoldante aplicado a este. Os modelos de caixas de tração curtas apresentaram uma queda da vida em fadiga devido à aplicação de desmoldante, enquanto que os modelos longos praticamente não foram afetados. De qualquer forma, para amostras curtas, não houve diferença entre a aplicação de 25 e 50% de desmoldante ao fio. Assim, pode-se dizer que a aplicação de desmoldante teve influência apenas na região mais próxima da entrada da caixa de tração.

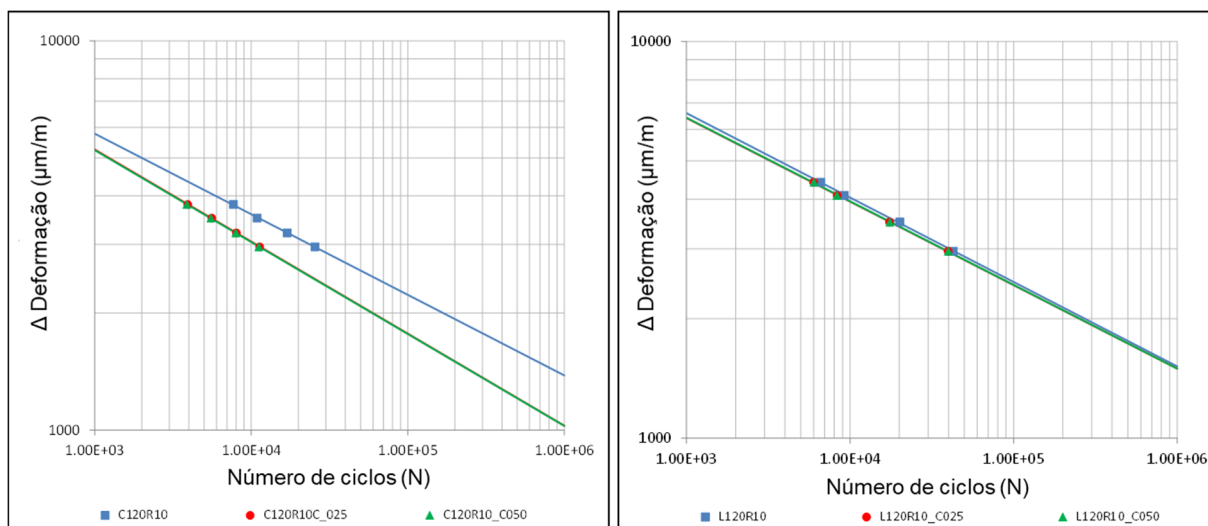


Figura 142 – Comparação entre curvas E-N de modelos com diferentes percentuais de desmoldante aplicados ao fio (Fonte: o Autor).

O último caso refere-se às curvas E-N numéricas geradas com a aplicação de um campo externo de temperatura de $60^{\circ}\text{C} \pm 5^{\circ}\text{C}$ (variação de 38°C em comparação com as demais curvas levantadas). Os resultados desta análise são apresentados na Figura 143.

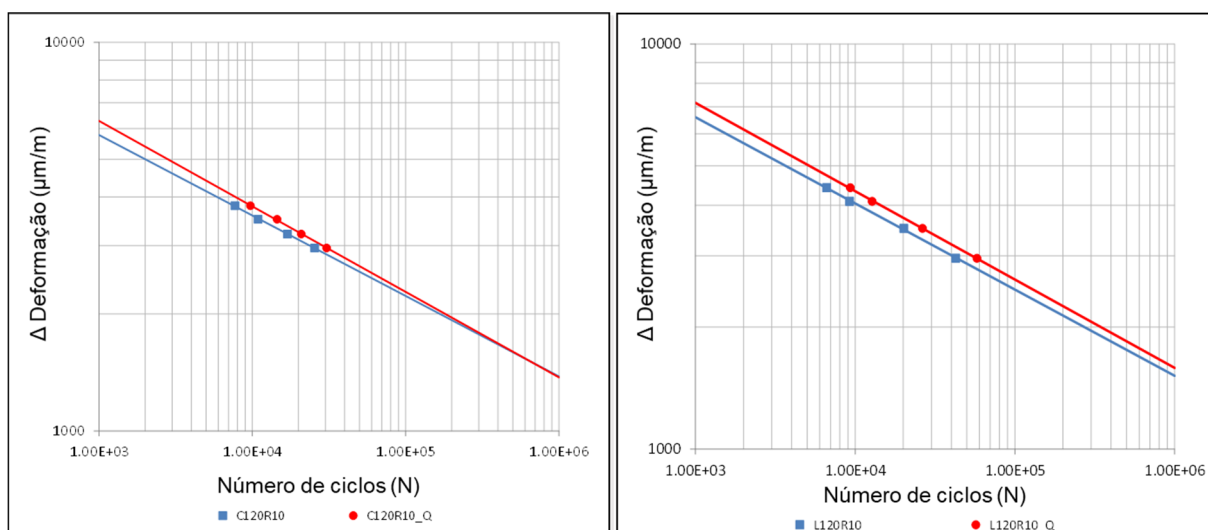


Figura 143 – Comparação entre curvas E-N de modelos com diferentes campos de temperatura aplicados (Fonte: o Autor).

Embora os resultados apresentados para modelos submetidos a campos de temperatura externa tenham mostrado efeitos significativos quanto à diminuição da carga que chega à extremidade de ancoragem, as deformações no conector, utilizadas para obtenção da curva E-N, não apresentaram variações pertinentes. De qualquer forma, os modelos com campo de temperatura aplicado apresentaram comportamento levemente superior aos modelos simulados à temperatura ambiente.

A Tabela 43, compila os resultados de fatores de redução de vida em fadiga em comparação com a curva E-N de referência do fio plano ao ar.

Tabela 43 – Fatores de redução vida em fadiga devido a diferentes condições de dobramento, de temperatura e de perda de adesão parcial obtidos através de ensaios experimentais e análises numéricas para amostras com diferentes comprimentos de ancoragem (Fonte: o Autor).

Condição	Ensaio experimentais		Modelos numéricos	
	Conector Antigo (curto)	Conector Novo (longo)	Conector Antigo (curto)	Conector Novo (longo)
Ângulo	-	-	1,00	1,00
Raio 10	35	-	35,00	11,70
Raio 30	-	7	33,33	7,00
Raio 50	-	-	20,72	3,50
Temperatura	-	-	1,20 ¹	1,20 ¹
Desmoldante 25%	-	-	2,37 ²	1,00 ²
Desmoldante 50%	-	-	2,37 ²	1,00 ²

7.4. Redução de vida em fadiga devido à ruptura de fios armadura de tração

O modelo numérico de duto completo permitiu avaliar a influência da ruptura sistemática de fios da armadura de tração externa na redistribuição de tensões nos fios remanescentes. O modelo apresentou valores de intensificação de tensão, nos fios adjacentes aos fios fraturados, de 1,05 para um fio rompido a 1,82 para treze fios rompidos, os resultados completos estão apresentados na Tabela 44. Os valores obtidos são condizentes com reportados por JACQUES (2010) de 1,10 para uma ruptura e de 1,5 para nove rupturas de fios adjacentes, obtidos de forma experimental.

¹ O aumento da temperatura leva a um aumento de vida em fadiga.

² Apenas a caixa curta apresentou influência frente a perda de adesão parcial entre o fio e o epóxi.

Os resultados ainda convergem com os modelos numéricos reportados pela 4SUBSEA (2014) de 1,15 para dois fios rompidos e 1,43 para seis fios rompidos. Tal resultado é fundamental para o cálculo progressivo de dano acumulado pois estes fatores devem ser acrescentados na análise de integridade a cada fio rompido reduzindo significativamente a vida em fadiga do duto após cada ruptura.

Tabela 44 – Fatores de intensificação de tensão devido à ruptura de fios adjacentes (Fonte: o Autor).

Nº de fios rompidos	Fator de intensificação no fio mais próximo	Fator de intensificação no segundo fio mais próximo	Fator de intensificação no terceiro fio mais próximo	Fator de intensificação na camada interna
1	1,05	1,03	1,02	1,05
2	1,15	1,13	1,12	1,10
6	1,43	1,40	1,39	1,37
9	1,50	1,47	1,46	1,44
13	1,82	1,79	1,77	1,74

7.5. Fatores de vida em fadiga comparados com o teste em escala real

O ensaio de em escala real apresentou uma série de resultados interessantes que podem ser divididos em considerações sobre a condição do anular, avaliação do dano acumulado frente aos fatores de redução de vida em fadiga determinados nesta tese e análise de falha e grau de deterioração pela corrosão das armaduras de tração.

7.5.1. Observações sobre a condição do anular

Durante o teste de corrosão-fadiga em escala real, o monitoramento dos parâmetros de anular foi fundamental para o entendimento dos resultados e para a garantia que o meio agressivo estava controlado.

A saturação da água do mar foi mantida durante todo o teste e monitorada através da pressão parcial de CO₂, a qual se manteve estável entre 800 e 1200 mbar durante todo o teste. Quando condição de desaeração, com exceção de dois picos, um de 9 ppb no início do teste e um de 4 ppb no meio do teste, os valores de O₂ dissolvido permaneceram abaixo de 1,032 ppb. O valor de referência pré-estabelecido para o ensaio foi de 5 bbm, logo, salvo o pico no início do ensaio os

valores se mantiveram dentro da faixa esperada. Pela avaliação dos dois parâmetros de controle da solução no anular, o teste foi realizado 100% do tempo, com água do mar sintética desaerada e saturada com CO₂. Tal constatação é de fundamental importância para a análise dos dados do teste e discussões subsequentes.

Ainda sobre a condição de anular, agora em vista dos parâmetros de monitoramento (parâmetros que são consequência dos parâmetros de controle), conforme mostra o gráfico da Figura 144 nota-se uma tendência da evolução do pH com a concentração de ferro dissolvido e total em solução em função do tempo de ensaio. Nas primeiras 72 horas de teste, o pH aumentou consideravelmente até atingir o pico próximo a 8,5, acompanhando a evolução da concentração de ferro dissolvido até este atingir a saturação, entre 400 e 600 ppm em aproximadamente 400 horas de ensaio, quando então o pH caiu e estabilizou em valores próximos a 5,95. Isso indica a consonância da estabilidade do pH com a quantidade de ferro em solução para o espaço anular. Os resultados estão coerentes com os resultados obtidos no trabalho reportado por ROGOWSKA (2016) onde o autor evidencia o mesmo comportamento em experimentos em escala reduzida.

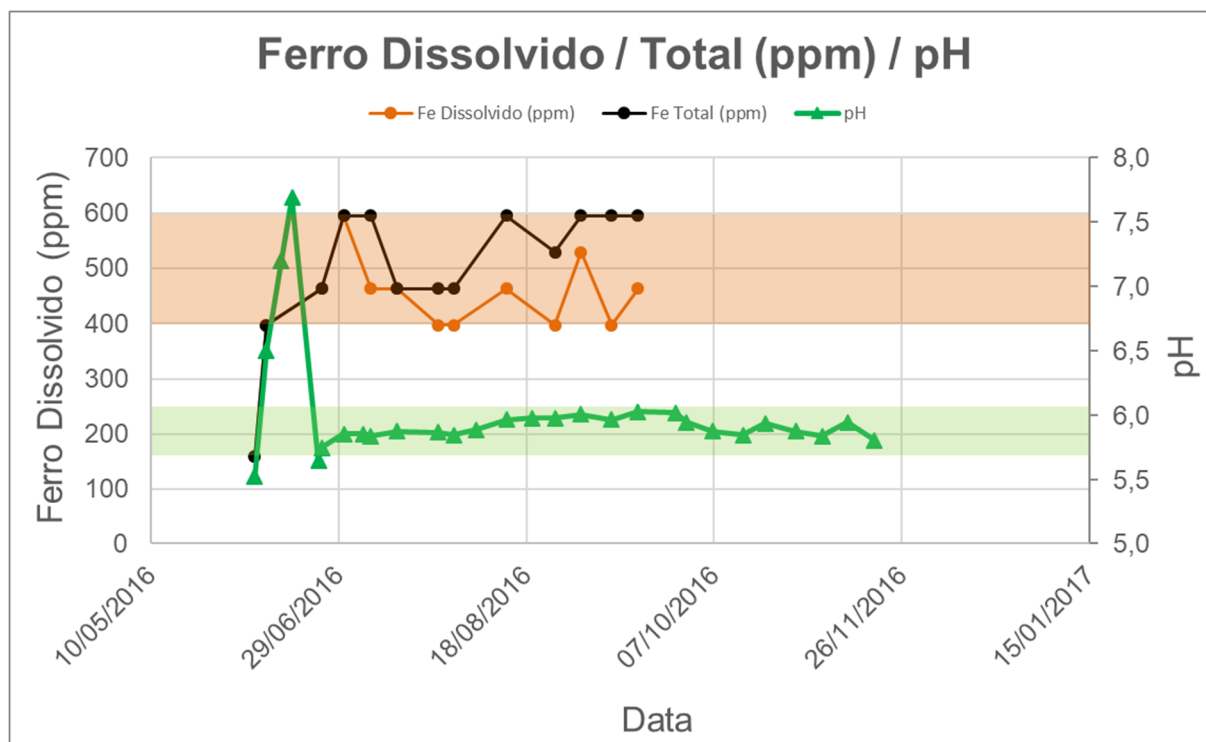


Figura 144 – Gráfico comparativo da evolução do pH, ferro dissolvido e total em função do tempo para o teste em escala real com anular alagado (Fonte: o Autor).

7.5.2. Cálculo de dano acumulado a partir de fatores de redução de vida

Para a determinação do dano acumulado nas armaduras de tração externas para o duto testado em escala real na condição de anular alagado com água do mar sintética saturada com CO_2 , foram utilizados os valores de blocos de carregamento do teste, o modelo de elementos finitos do duto completo e os fatores de redução determinados nesta tese.

A partir do modelo de elementos finitos foram obtidos os valores de tensão máxima principal nos fios das armaduras de tração externa. Os valores de tensão máxima e mínima, obtidos, foram então utilizados para o cálculo do número de ciclos até a falha para cada bloco com base na curva S-N levantada, neste trabalho, ao ar para fios helicoidais (razão de carregamento constante, $R=0,1$). Estes valores foram corrigidos pelo fator de conversão 2D-3D (fio plano para fio helicoidal), neste caso 1 pois a curva utilizada foi a ao ar para fios helicoidais, e pelo fator de conversão de valores calculados com razão constante para valores de tensão média constante (os blocos dos ensaios em escala real são calculados com tensão média constante pois se aproximam mais das condições de operação de campo) através do critério de Gerber. Com isso foi obtido um novo número de ciclos até a falha, com o qual através da regra de Miners e do número de ciclos previsto em cada bloco, foi calculado o dano de fadiga.

Ainda sobre o valor de dano em fadiga calculado foram aplicados dois fatores, um geométrico para a condição de dobramento do fio no interior do conector, neste caso 133° e com raio 30 mm, e um com base no meio presente no anular. O fator geométrico do conector foi calculado pela curva experimenta-numérica em escala média para a condição de dobramento apresentada acima. Já o fator de redução de vida em fadiga devido ao meio corrosivo foi calculado pela curva S-N de corrosão fadiga na condição de água do mar sintética desaerada a 1 bara de CO_2 , sendo esta a mesma condição do anular do ensaio de corrosão-fadiga em escala real. Após a aplicação destes dois fatores de redução de vida em fadiga, foram obtidos os danos de fadiga por bloco de carregamento e estes foram somados para dar o dano acumulado das armaduras de tração. Como resultado, com base na metodologia proposta, foram determinados valores de dano de 1,1367 para o final da fase de vida e de 1,9537 para o final do teste. A Tabela 45 apresenta os resultados de fatores de

redução de vida em fadiga e danos por bloco e acumulado para o ensaio em escala real de corrosão-fadiga.

Ainda dependendo das condições que se pretende testar poderiam ter sido aplicados os demais fatores de redução de vida em fadiga determinados nesta tese. Para a comparação com dutos em operação em campo ainda poderia ter sido adotado o fator relativo a temperatura.

Tabela 45 – Cálculo do dano em fadiga para o teste de corrosão-fadiga em escala real determinados com base nos fatores de redução de vida em fadiga (Fonte: o Autor).

Bloco	Vida em fadiga – curva ao ar (razão constante)	FRVF – razão constante para tensão média	FRVF – fio plano para 3D	Vida em fadiga - ajustada para tensão média constante (Gerber)	Ciclos testados no bloco	Dano acumulada para teste ao ar (Miner)	FRVF – geometria conector	FRVF – meio corrosivo	Dano de fadiga do bloco	Dano de fadiga acumulado
	ciclos	fator	fator	ciclos	ciclos	dano	fator	fator	dano	dano
1	3,15E+09	4,05	1,00	7,8E+08	1,0E+06	0,0013	7,17	7,28	0,0671	0,0671
2	5,18E+08	3,73	1,00	1,4E+08	4,0E+05	0,0029	7,24	5,44	0,1134	0,1804
3	2,31E+08	3,56	1,00	6,5E+07	4,0E+05	0,0062	7,27	4,78	0,2144	0,3948
4	1,18E+08	3,32	1,00	3,6E+07	2,0E+05	0,0056	7,29	4,29	0,1758	0,5706
5	9,40E+07	3,24	1,00	2,9E+07	2,5E+05	0,0086	7,30	4,14	0,2604	0,8310
6	7,56E+07	3,17	1,00	2,4E+07	2,5E+05	0,0105	7,31	3,99	0,3057	1,1367
7	5,70E+07	3,08	1,00	1,9E+07	2,5E+05	0,0135	7,32	3,82	0,3765	1,5133
8	4,61E+07	3,01	1,00	1,5E+07	2,5E+05	0,0163	7,33	3,69	0,4404	1,9537

Os danos calculados dos blocos de carregamento propostos para o teste foram comparados com os ciclos acumulados para a ocorrência das 3 primeiras rupturas de fios da armadura de tração. Como resultados foram obtidos valores de dano de fadiga acumulado apresentados na Tabela 46.

Tabela 46 – Danos de fadiga acumulados calculados para as 3 primeiras rupturas do teste em escala real com base nos fatores de redução de vida (Fonte: o Autor).

Bloco	Número da ruptura	Ciclos testados no bloco	Dano de fadiga do bloco	FRVF – Ruptura de fios adjacentes	Dano de fadiga do bloco	Dano de fadiga acumulado
7	1	4.592	0,0069	1,00	0,0069	1,1437
7	2	16.286	0,0245	1,05	0,0258	1,1694
7	3	83.138	0,1252	1,15	0,1440	1,3134

A metodologia proposta de cálculo de dano em fadiga baseado em fatores de redução de vida em fadiga foi validada pelo teste em escala real de corrosão-fadiga com anular alagado, pela obtenção de valores de dano acumulado para as 3 primeiras rupturas de 1,1437, 1,1694 e 1,3134, respectivamente.

7.5.3. Deterioração das armaduras de tração pela condição do anular

A dissecação da amostra do teste em escala real bem como a análise de falha realizada nos fios rompidos e a inspeção dos fios adjacentes, foram importantes para a determinação do mecanismo de falha e dos tipos de defeitos encontrados.

A confirmação de que todos os 14 fios romperam por fadiga e que as trincas foram nucleadas a partir de pites ou linhas de corrosão confirma o sucesso do teste e fornecem informações importantes para o estabelecimento de correlações futuras entre o tamanho dos pites encontrados e os fatores locais de intensificação de tensão. Nesta tese apenas os fatores globais foram analisados, mas os dados aqui reportados podem ser utilizados no futuro para a comparação dos fatores de intensificação locais de tensão com a diferença entre as curvas S-N do material ao ar e em meio corrosivo, a exemplo do estudo realizado por NEGREIROS, 2016.

Os defeitos, a partir dos quais, as trincas de fadiga foram nucleadas apresentaram profundidade média de 204 μm e largura de 913 μm , sendo a maior profundidade de defeito verificada de 336 μm . Estes valores são condizentes com os reportados por ERIKSEN (2014) da ordem de 100 μm para ensaios e de 50 a 200 μm para dutos retirados de campo, por DÈSAMAIS (2003) da ordem de 79 a 100 μm , por CHARLESWORTH (2011) de 100 μm para dutos retirados de campo, para condições semelhantes de materiais e meios corrosivos.

8. CONCLUSÕES

Esta tese teve por objetivo estabelecer uma correlação entre características intrínsecas de fabricação e condições de operação e a redução de vida em fadiga de dutos flexíveis operando com anular alagado na presença de CO₂. Para tanto, foram utilizados experimentos e modelos numéricos, os quais foram utilizados como base para a determinação de fatores de redução de vida em fadiga (FRVFs) para cada um dos parâmetros estudados. Tais fatores, foram aplicados em um teste em escala real de fadiga com anular alagado para a validação dos resultados obtidos. Por fim, foram quantificados fatores de redução de vida em fadiga para uma série de parâmetros, com os quais, pode-se avaliar o dano acumulado em dutos flexíveis operando na condição de anular alagado.

Adicionalmente, esta tese, ainda propôs uma metodologia de cálculo de dano de dutos flexíveis a partir dos coeficientes de redução de vida (FRVFs) para dutos flexíveis operando na condição de anular alagado.

Como conclusão principal, esta tese foi capaz de estabelecer e validar uma correlação numérica-experimental da redução de vida em fadiga de dutos flexíveis operando com anular alagado na presença de CO₂ com base na determinação de fatores de redução de vida em fadiga (FRVFs). Além do objetivo principal, esta tese, ainda apresenta as seguintes conclusões e observações:

- Foram avaliadas as propriedades mecânicas, metalúrgicas e superficiais dos fios metálicos que compõe as armaduras de tração, nestas análises, para o material estudado, não foram encontradas condições que possam reduzir a vida em fadiga do duto. Mesmo assim, deve-se salientar a baixa tenacidade à fratura do material que indica uma alta sensibilidade ao entalhe;
- A partir dos fatores de redução de vida em fadiga (FRVFs) determinados para as diferentes condições de montagem de conectores de dutos flexíveis, foi possível estabelecer as variáveis que mais influenciam o desempenho destes frente a carregamentos cíclicos;

- A transferência de carga nas regiões críticas (região de entrada e extremidade de ancoragem) foi quantificada de forma numérica-experimental. Nos modelos, foi constatado que maiores raios de dobra induzem tensões menores na região de entrada do conector. Contudo, nestes casos o percentual de carga que chega a extremidade de ancoragem é maior, pois a ancoragem é prejudicada pelo aumento do raio.
- Quanto a temperatura de operação versus temperatura utilizada em testes de laboratório, esta mostrou ter grande influência quando o conector está submetido a esforços estáticos, mas apresentou relação singela com carregamentos dinâmicos;
- A influência do alagamento do anular na vida em fadiga das armaduras de tração foi determinada. Ainda, foram quantificados os fatores de redução de vida em fadiga devido ao alagamento do anular com água do mar sintética desaerada, e desaerada saturada com CO₂.
- A partir da análise de falha dos fios rompidos durante o teste em escala real com anular alagado, foi possível determinar tamanhos de defeitos (linhas de corrosão e pites) gerados nas armaduras de tração devido ao mecanismo de corrosão pela água do mar sintética saturada com CO₂.
- A influência da condição de anular alagado foi determinada e pode-se medir parâmetros importantes do meio durante o ensaio em escala real. A evolução do pH frente ao teor de ferro na solução pode ajudar a explicar e prever as diferentes taxas de corrosão experimentadas pelas armaduras ao longo da operação do duto;
- A análise numérica da redistribuição de tensões ao longo das armaduras devido a ruptura de fios adjacentes mostrou que essa não é uniforme e que tem ordens de grandeza diferentes entre as camadas;
- A metodologia de determinação dos fatores de redução de vida em fadiga (FRVFs) foi apresentada, estudada e validada nesta tese para a condição de operação com anular alagado;
- As conclusões e sugestões apresentadas nesta tese de doutorado podem fomentar discussões e contribuir para o aumento do conhecimento nesta área e inspirar outros autores a estudarem o tema.

9. SUGESTÕES PARA TRABALHOS FUTUROS

Com base na revisão bibliográfica realizada e na análise dos resultados gerados durante a construção desta tese, foram identificados pontos ainda não mapeados ou pelo menos não completamente elucidados. Sendo assim, são propostos os seguintes temas para trabalhos futuros visando avaliar a vida em fadiga de dutos flexíveis com anular alagado:

- Avaliação da influência da frequência de teste na inclinação das curvas S-N em meios agressivos;
- Comparação da metodologia tradicional de construção de curvas S-N em meios agressivos, com curvas S-N ao ar de fios pré-corroídos;
- Comparação da metodologia tradicional de construção de curvas S-N em meios agressivos, com curvas S-N ao ar de fios com defeitos localizados (pites) produzidos artificialmente, para tal, sugere-se a técnica de eletroerosão por penetração;
- Avaliação da viabilidade da construção de curvas E-N em escala média em meios agressivos ou com fios pré-corroídos;
- Realização de ensaios de fadiga em escala real com anular alagado e presença de CO₂ sob regime de carregamento combinado de tração-flexão;
- Evolução dos modelos numéricos propostos a fim de contemplar a geometria dos conectores na avaliação da influência da ruptura de fios adjacentes na intensificação de tensão;
- Determinar modelos e ensaios de permeação que permitam estabelecer de forma mais precisa as reais condições de pressão, temperatura, pH do anular;
- Avaliar outros mecanismos de corrosão que possam levar a defeitos críticos para a fadiga, determinando fatores de redução de vida em fadiga para estes;
- Avaliação dos fatores de redução de vida em fadiga avaliados neste trabalho em outras pressões e temperaturas, principalmente, em condições que simulem operação HT e HP, nas quais o fluido presente no anular pode estar multifásico.

10. REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS

4SUBSEA, **Un-bonded Flexible Risers: Recent Field Experience and Actions for Increased Robustnes**, Nesbru: 4Subsea AS, 2013. 78 p. Disponível em: <http://www.ptil.no/getfile.php/PDF/Rapporter/4Subsea_%20PSA-Norway_Flexibles-rev5.pdf>, 2013.

ABNT - ASSOCIAÇÃO BRASILEIRA DE NORMAS TÉCNICAS. NBR ISO 4287: Especificações geométricas do produto (GPS) - **Rugosidade: Método do perfil - Termos, definições e parâmetros da rugosidade**. São Paulo, 2002.

AGÊNCIA NACIONAL DO PETROLEO (ANP). Produção nacional de petróleo e lgn (barris equivalentes de petróleo). Disponível em: <www.anp.gov.br/?dw=1024>. Acesso em: 28 agosto de 2017.

ALBINO, JUAN C. R., **Materiais com gradação funcional no comportamento dinâmico de linhas flexíveis**, Tese (doutorado) – Pontifícia Universidade Católica do Rio de Janeiro, departamento de Engenharia Mecânica. 168 f.: il. 2011.

ALMEIDA, Susana Raquel Melo de, **Solubility measurements for supercritical CO2 in polymers for offshore applications**, Master Thesis, FEUP, Portugal, julho de 2012.

ALMEIDA, TATIANA DAS CHAGAS; BANDEIRA, MERLIN CRISTINA ELAINE, MOREIRA, ROGACIANO MAIA, MATTOS, OSCAR ROSA, **New Insights on the role of CO2 in the mechanism of carbon steel corrosion**, Case Studies in Fire Safety, 2017.

AMERICAN PETROLEUM INSTITUTE (API). API Recommended Practice 17B: **Recommended Practice for Flexible Pipe**. Washington, 2014 a.

AMERICAN PETROLEUM INSTITUTE (API). API Specification 17J: **Specification for Unbonded Flexible Pipe**. Washington, 2014 b.

AMERICAN SOCIETY FOR TESTING AND MATERIALS (ASTM). ASTM D1141: **Standard Practice for the Preparation of Substitute Ocean Water**. West Conshohocken, 2013.

AMERICAN SOCIETY FOR TESTING AND MATERIALS (ASTM). ASTM E111: **Standard Test Method for Young's Modulus, Tangent Modulus, and Chord Modulus**. West Conshohocken, 2010.

AMERICAN SOCIETY FOR TESTING AND MATERIALS (ASTM). ASTM E739: **Standard Practice for Statistical Analysis of Linear or Linearized Stress-Life (S-N) and Strain-Life (ϵ -N) Fatigue Data**. West Conshohocken, 2015 a.

AMERICAN SOCIETY FOR TESTING AND MATERIALS (ASTM). ASTM E8 / E8M-15a: **Standard Test Methods for Tension Testing of Metallic Materials**. West Conshohocken, 2015 b.

AMERICAN SOCIETY FOR TESTING AND MATERIALS (ASTM). ASTM E837-13a: **Standard Test Method for Determining Residual Stresses by the Hole-Drilling Strain-Gage Method**¹. West Conshohocken, 2014.

AMERICAN SOCIETY FOR TESTING AND MATERIALS (ASTM). ASTM G1-03: **Standard Practice for preparing, cleaning, and evaluating corrosion test specimens**. West Conshohocken, 2011.

AMERICAN SOCIETY FOR TESTING AND MATERIALS (ASTM). ASTM G46-94: **Standard guide for examination and evaluation of pitting corrosion** West Conshohocken, 2013.

ANDERSON T. A., FANG B., ATTIA M., JHA V., DODDS N., FINCH D., LATTO J., **Progress in the Development of Test Methods and Flexible Composite Risers for 3000 m Water Depths**, Offshore Technology Conference, Houston, Texas, USA, 2–5 May 2016.

AREGAR, S., **Flexible riser global analysis for very shallow water**. 2013. 101 f. Dissertação (Mestrado em Engenharia) – Faculty of Science and Technology, University of Stavanger, Stavanger, 2013.

AUBRY J.C., SAAS J.N., TARAVEL-CONDAT C., BENJELLOUN-DABAGHI Z., DE HEMPTINNE J.C. (2002) **Moldi (Tm): A fluid permeation model to calculate the annulus composition in flexible pipes**, Oil & Gas Science and Technology 57, 2, 177–192, 2002.

BAI, Y.; BAI, Q. **Subsea pipelines and risers**. 1st ed. Oxford: Elsevier, 2005.

BAI, YONG, **Pipeline and Risers**, Elsevier Ocean Engineering Book Series, Volume 3, 2001.

BARNES, P., **An Investigation into the Corrosion Fatigue Behaviour of High Strength Carbon Steel Tensile Armour Wires**, Tese de Doutorado, The School of Materials, Manchester, 2014.

BENJELLOUN-DABAGHI Z., HEMPTINNE J.-C. DE, JARRIN J., LEROY J.-M., AUBRY J.-C., SAAS J.N. AND TARAVEL-CONDAT C., **MOLDI™: A Fluid Permeation Model to Calculate the Annulus Composition in Flexible Pipes**, Oil & Gas Science and Technology – Rev. IFP, Vol. 57 (2002), No. 2, pp. 177-192, 2002.

BERGE S. AND OLUFSEN A. (EDS.): **"Handbook on Design and Operation of Flexible Pipes"**, Sintef Report STF70 A92006, 2017.

BERGE, S, SAEVIK, S, **Fatigue testing and theoretical studies of two 4 in flexible pipes**, **Engineering Structures**, Vol. 17, No. 4, pp. 276-292, 1995.

BERGE, S.; BENDIKSEN, E.; GUDME, J.; CLEMENTS, R. **Corrosion Fatigue Testing of Flexible Riser Armour: Procedures for Testing and Assessment of Design Criteria**. In: INTERNATIONAL CONFERENCE ON OFFSHORE MECHANICS AND ARCTIC ENGINEERING (OMAE), 22., 2003, Cancun. Proceedings... New York: ASME, 2003. p. 225–231, 2003.

BERGE, S.; LANGHELLE, N. K.; EGGEN, T. G. **Environmental Effects on Fatigue Strength of Armour Wire for Flexible Risers**. In: INTERNATIONAL CONFERENCE ON OFFSHORE MECHANICS AND ARCTIC ENGINEERING (OMAE), 28., 2009, Honolulu. Proceedings... New York: ASME, 2009. p. 327–334, 2009.

BERGE, S.; WANG, T.; LANGHELLE, N. **Surface Characterization and Fatigue Strength of Corroded Armor Wire**. In: INTERNATIONAL CONFERENCE ON OFFSHORE MECHANICS AND ARCTIC ENGINEERING (OMAE), 33., 2014, San Francisco. Proceedings... New York: ASME, 2014. p. V06BT04A015, 2014.

BORGES, M. F.; TALGATTI, O. L.; MOSQUEN, A. **RADIAL INSTABILITY OF FLEXIBLE PIPES WITH DEFECTS IN THE HIGH RESISTANCE BANDAGE AND EXTERNAL SHEATH**. In: OMAE 2017 - ASME 2017 36th International Conference on Ocean, Offshore and Arctic Engineering, 2017, Trondheim. Proceedings of the ASME 2017 36th International Conference on Ocean, Offshore and Arctic Engineering, 2017.

BORGES, M. F.; VARDARO, E.; CAMPELLO, G.; KWIETNIEWSKI, C. F., **NEW METHODOLOGY FOR FLEXIBLE RISER END-FITTINGS FATIGUE ASSESSMENT BASED ON REMOTE S-N CURVES**. In: OMAE, 2015, St. John's. Proceedings OMAE 2015, 2015.

BOSCHEE, PAM, **Best Practices for Flexible Pipe Integrity**, Oil & Gas Facilities, pg 16-21, Fevereiro, 2012.

BUENO, A. F. B. **Avaliação das armaduras de tração de riser flexível durante ensaios axiais de tração e fadiga**. 2010. 155 f. Tese (Doutorado em Engenharia) – Programa de Pós-Graduação em Engenharia de Minas, Metalúrgica e de Materiais (PPGEM), Universidade Federal do Rio Grande do Sul, Porto Alegre, 2010.

CAMPELLO, G. C. **Metodologia de projeto para o sistema de ancoragem de conectores de dutos flexíveis e proposição de novas tecnologias**. 2014. 230 f. Tese (Doutorado em Engenharia) – Instituto Alberto Luiz Coimbra de Pós-graduação e Pesquisa em Engenharia (COPPE), Universidade Federal do Rio de Janeiro, Rio de Janeiro, 2014.

CARNEVAL, R. O.; MARINHO, M. G.; SANTOS, J. M. **Flexible line inspection**. In: EUROPEAN CONFERENCE ON NON-DESTRUCTIVE TESTING (ECNDT), 9., 2006, Berlin. Proceedings... Berlin: Vol 106, 2006.

CEPA USP, **Website**, <http://cepa.if.usp.br/energia/energia1999/Grupo1A/historia.html>, acesso 27/08/2017, 2017.

CHARLESWORTH, D.; D'ALL, B.; ZIMMERLIN, C.; REMITA, E.; LANGHELLE, N.; WANG, T. **Operational experience of the fatigue performance of a flexible riser with a flooded annulus**. In: OFFSHORE TECHNOLOGY CONFERENCE (OTC), 2011, Rio de Janeiro. Proceedings ... Rio de Janeiro: OTC, 2011. OTC 22398, 2011.

CLARKE T., JACQUES R., BISOGNIN A., CAMERINI C., DAMASCENO S., STROHAECKER T., **Monitoring the structural integrity of a flexible riser during a full-scale fatigue test**, Engineering Structures 33 (2011) 1181–1186, 2011.

COELHO, PALOMA PEREIRA DA SILVA, **Estudo da susceptibilidade à corrosão sob tensão em atmosfera de H₂S das armaduras de tração de dutos flexíveis**, Dissertação (Mestrado). Centro Federal de Educação Tecnológica, 2013.

CUSTÓDIO, ANDERSON BARATA, **Modelagem Numérica do Comportamento Axissimétrico de Cabos Umbilicais Submarinos**, COPPE-UFGRJ, dissertação de mestrado, 1999.

DEBEIR, J.-C. E. A. (1993). **A Expansão do Sistema energético capitalista, uma história da energia**. Ed. da UnB, Brasília. p. 169-206, 1993.

DÉSAMAIS N, FÉLIX-HENRY A, TARAVEL-CONDAT C, DROUËS A. **Use of high strength steel wires for flexible pipe in low sour service conditions: impact on deep water applications**. In: The seventeenth international offshore and polar engineering conference. Lisbon, Portugal: International Society of Offshore and Polar Engineers; 2007. p. 1033–8, 2007.

DÉSAMAIS, N.; TARAVEL-CONDAT, C. **Full scale corrosion fatigue testing of a flexible pipe in CO₂/H₂S environment**. In: The European Corrosion Congress (EUROCORR), 2006, Maastricht. Proceedings... Maastricht: EUROCORR, 2006.

DIAS, José Luciano de Mattos; QUAGLINO, Maria Ana; **A questão do petróleo no Brasil: uma história da PETROBRAS**. Rio de Janeiro: CPDOC: PETROBRAS, 1993. 211p, 1993.

DIKDOGMUS, H., **Riser concepts for deep waters**.: 2012. 87 f. Dissertação (Mestrado em Engenharia) – Department of Marine Technology, Norwegian University of Science and Technology (NTNU), Trondheim, 2012.

DO, A.-T. AND LAMBERT, A. (2012). **Qualification of unbonded dynamic flexible riser with carbon fibre composite armors**. In *OTC 23281, Offshore Technology Conference, Houston, USA*, 2012.

DO, A.-T., BERNARD, G., AND HANONGE, D. (2013). **Carbon fibre armours applied to presalt flexible pipe developments**. In *OTC 24036, Offshore Technology Conference, Houston, USA*, 2013.

DUGSTAD, A. **Fundamental aspects of CO₂ metal loss corrosion**. Part I: Mechanism NACE - International Corrosion Conference Series, 2006.

DUGSTAD, A.; BØRVIK, L.; PALENCAR, S.; EIKREM, P. A. **Corrosion Testing of Steel Armour Wires in Flexible Pipes – A Parametric Study**. In: CORROSION/2015, 2015, Dallas. Proceedings... Dallas: NACE International, 2015. NACE-2015-5829, 2015.

ERIKSEN, M.; ENGELBRETH, K. I. **Outer Cover Damages on Flexible Pipes: Corrosion and Integrity Challenges**. In: INTERNATIONAL CONFERENCE ON OFFSHORE MECHANICS AND ARCTIC ENGINEERING (OMAE), 33., 2014, San Francisco. Proceedings... New York: ASME, 2014. p. V06BT04A016, 2014.

FERGESTAD, D.; LØTVEIT, S. A. **Handbook on Design and Operation of Flexible Pipes**. 3rd ed. Trondheim: Marintek, NTNU, 4Subsea, 2014.

FÖLDES, E. **Transport of small molecules in polyolefins. II. Diffusion and solubility of Irganox 1076 in ethylene polymers**. J. Appl. Polym. Sci. 1993, 48, 1905-1913, 1993.

GAO, XIN & BROWN, BRUCE & NESIC, S. (2014). **Effect of chloride on localized corrosion initiation of carbon steel in a CO₂ aqueous environment**. NACE - International Corrosion Conference Series, 2014.

GAUTAM, M., POTLURI P., KATNAM K.B., JHA V., LEYLAND J., LATTO J., DODDS N., **Hybrid composite wires for tensile armours in flexible risers: Manufacturing and mechanical characterisation**, In *Composite Structures*, Volume 150, 2016, Pages 73-83, ISSN 0263-8223, 2016.

GILLES GARDNER, **Managing the Threat of Flexible Risers Outer Sheath Damage**, 2H offshore, abril, 2017.

HAAG, J.; DOS SANTOS, B. P.; COSTA, V. M.; LEMOS, G. V. B.; STROHAECKER, T. **Propagação de trinca por fadiga em arames de alta resistência mecânica**. In: CONGRESSO ANUAL DA ABM, 68., 2013, Belo Horizonte, MG. Anais... Belo Horizonte: ABM, 2008.

INTERNATIONAL ORGANIZATION FOR STANDARDIZATION. ISO 13628-2: Petroleum and natural gas industries — **Design and operation of subsea production**

systems — Part 2: Unbonded flexible pipe systems for subsea and marine applications. Geneva, 2014.

INTERNATIONAL ORGANIZATION FOR STANDARDIZATION. ISO 15156-2: Petroleum and natural gas industries — **Materials for use in H₂S containing environments in oil and gas production — Part 2: Cracking-resistant carbon and low-alloy steels**, and the use of cast irons. Geneva, 2015.

INTERNATIONAL ORGANIZATION FOR STANDARDIZATION. ISO 16120-2: **Non-alloy steel wire rod for conversion to wire — Part 2: Specific requirements for general-purpose wire rod.** Geneva, 2011.

INTERNATIONAL ORGANIZATION FOR STANDARDIZATION. ISO 4287: **Geometric Product Specifications (GPS) — Surface texture: Profile method — Terms, definitions and surface texture parameters.** Geneva, 1997.

JACQUES R., CLARKE T., MORIKAWA S., STROHAECKER T., **Monitoring the structural integrity of a flexible riser during dynamic loading with a combination of non-destructive testing methods**, In NDT & E International, Volume 43, Issue 6, 2010, Pages 501-506, ISSN 0963-8695, 2010.

JAHANSHAHI, ESMAEIL, **Control Solutions for Multiphase Flow: Linear and nonlinear approaches to anti-slug control.**, Tese de Doutorado, Norwegian University of Science and Technology, 2013.

JHA V, FINCH D, DODDS N, LATTO J. **Optimized hybrid composite flexible pipe for ultra-deepwater application.** In: 34th international conference on ocean, offshore and arctic engineering. St. John's, Newfoundland, Canada: ASME; 2015.

JOEL, J. **Reinforcing wire corrosion in flexible pipe.** Buxton: Health & Safety Laboratory, 2009. 17 p., 2009.

KALMAN M, BELCHER J. **Flexible risers with composite armor for deep water oil and gas production.** Composite materials for offshore operations. In: Wang SS, Williams JG, Lo KH, editors. American bureau of shipping. p. 165–79. 1999.

KLEIN, J.; BRISCOE, B. J. **Diffusion of long molecules through solid polyethylene. II. Measurement and results.** J. Polym. Sci., Polym. Phys. Ed. 1977, 15, 2065-2074.

KLOPFER, M.H., FLACONNECHE, B., **Transport Properties of Gases in Polymers: Bibliographic Review**, Oil & Gas Science and Technology – Rev. IFP, Vol. 56 (2001), No. 3, pp. 223-244, 2001.

KRISHNAN, V.R., ASHER S., DOYNOV, K., ZHANG, Y., **FLEXIBLE ARMOR WIRES: FATIGUE LOAD FREQUENCY EFFECTS AND AN ACCELERATED PITTING METHODOLOGY**, OMAE2014-24048, Proceedings of the ASME 2014 33rd

International Conference on Ocean, Offshore and Arctic Engineering, June 8-13, 2014, San Francisco, California, USA, 2014.

KVAREKVÅL J., SVENNINGSSEN G., **Effect of High H₂S Partial Pressures on Localized Corrosion of Carbon Steel**, NACE International Corrosion Conference & Expo, 2015.

LEE, Y.-L.; PAN, J.; HATHAWAY R. B.; BARKEY, M. E. **Fatigue testing and analysis: theory and practice**. Oxford: Elsevier Butterworth-Heinemann, 2005. 402 p. OCLC: ocm56338563, 2005.

LEFEBVRE, XAVIER; PASQUIER, DAVID; GONZALEZ, SERGE; T EPSZTEIN, M CHIRAT, ET AL. **Development of Reactive Barrier Polymers against Corrosion for the Oil and Gas Industry: From Formulation to Qualification through the Development of Predictive Multiphysics Modeling**. Oil & Gas Science and Technology - Revue d'IFP Energies nouvelles, Institut Français du Pétrole, 2015, 70 (2), pp.291-303, 2015.

LEMOS, C. A. D., **Análise de fadiga em risers flexíveis**. 2005. 242 f. Tese (Doutorado em Engenharia) – Programa de pós-graduação e pesquisa em engenharia (Coppe), Universidade Federal do Rio de Janeiro, Rio de Janeiro, 2005.

MACHADO FILHO, Z. L.; **“Sistemas de Produção Antecipada na Plataforma Continental Brasileira”**. In: 2º Congresso Brasileiro de Petróleo, 1982; Instituto Brasileiro do Petróleo – IBP, 1982.

MALTA, EDUARDO RIBEIRO, **Projeto de um riser flexível para águas ultraprofundas** / E.R., Malta. – Trabalho de Conclusão de Curso, POLI-USP, São Paulo, 2010.

MARIBUS, **Oil and gas from the sea**, WORLD OCEAN REVIEW 3, MARINE RESOURCES – OPPORTUNITIES AND RISKS, Hamburg, Germany, 2013, ISBN 978-3-86648-221-0, 2013.

MBP Coppe/UFRJ, **História do Petróleo** - MBP Coppe/UFRJ, 2017.

MOORE FRASER, **Materials for flexible riser systems: problems and solutions**, Coflexip (UK) Limited, London, UK, Eng. Struct. 1989, Vol. 1 1, October, 1989.

MUÑOZ HM, DE SOUSA JM, MAGLUTA C, ROITMAN N. **Improvements on the Numerical Analysis of the Coupled Extensional–Torsional Response of a Flexible Pipe**. ASME. J. Offshore Mech. Arct. Eng. 2015;138(1):011701-011701-13. doi:10.1115/1.4032036. 2016.

MUREN, J., **Flexible Pipes Failure Modes, Inspeccion, Testing and Monitoring**, Seaflex, PSA Norway, 2007.

MUREN, J.; EIDE, J.; ENGELBRETH, K. I.; CHRISTENSEN, H.; NISEN-AAS, C. **Lifetime extension of flexible risers based on field experiences**. In: Offshore Technology Conference, 48., 2016, Houston. Proceedings ... Houston: OTC, 2016. OTC-26998, 2016.

NAITO Y., MIZOGUCHI K., TERADA K., AND KAMIYA Y., J. Polym. Sci. Part B: **Polym. Phys.**, 29,457, 1991.

NAITO, YASUTOSHI; BOURBON, DOMINIQUE; TERADA KATSUHIKO, and KAMIYA YOSHINORI, **Permeation of High-pressure Gases in Poly(ethylene-co-vinyl Acetate)**, Journal of Polymer Science: Part B: Polymer Physics, Vol. 31.693497 (1993), Japan, 1993.

NETO, JOSÉ BENEDITO ORTIZ, COSTA, ARMANDO JOÃO DALLA, **A Petrobrás e a exploração de Petróleo Offshore no Brasil: um approach Evolucionário**, RBE, Rio de Janeiro, V.61 n.1 p. 95-109. Março de 2007.

NETO, JOSÉ BENEDITO ORTIZ, SHIMA, WALTER TADAHIRO, **TRAJETÓRIAS TECNOLÓGICAS NO SEGMENTO OFFSHORE: AMBIENTE E OPORTUNIDADES***, R. Econ. contemp., Rio de Janeiro, v. 12, n. 2, p. 301-332, maio/ago, 2008.

NIELSEN, R; **"Concise History of the Development of Unbonded Flexible Pipeline Technology and the Instep Market Requirements for Offshore Oil and Gas Projects"**; Offshore and Arctic Operations, PD-Vol. 51, pp. 79-84, ASME 1993.

NUGTEREN F., **Flexible Riser Fatigue Analysis**, master of science thesis, Delft University of Technology, 2015.

PERRIER, CLAUDE, RIGAUD, JEAN E NOVITSKY, ADRIANO; **Informações da COFLEXIP**; 2001.

PSA NORWAY, **Un-bonded Flexible Risers – Recent Field Experience and Actions for Increased Robustness**, 0389-26583-U-0032, Revision 5, For PSA Norway, 2013.

QUIJADA-GARRIDO, I.; BARRALES-RIENDA, J. M.; FRUTOS, G. **Diffusion of erucamide (13-cisdocosenamamide) in isotatic polypropylene**. Macromolecules 1996, 29, 7164-7176, 1996.

RAWLS, A. **Diffusion of an erucamide slip additive in linear low-density polyethylene film**. M.S., Clemson University, 1997.

REMITA E., TRIBOLLET B., SUTTER E., ROPITAL F., LONGAYGUE X., KITTEL,J., TARAVEL-CONDAT C., DESAMAIS N., **A KINETIC MODEL OF CO2 CORROSION IN THE CONFINED ENVIRONMENT OF FLEXIBLE PIPE ANNULUS**, 2007

REMITA, E.; ROPITAL, F.; KITTEL, J.; TRIBOLLET, B.; SUTTER, E.; TARAVEL-CONDAT, C.; DÉSAMAS, N.. **Experimental and theoretical investigation of the**

uniform corrosion in the annulus of offshore flexible pipelines. In: CORROSION/2008, 2008, New Orleans. Proceedings... New Orleans: NACE International, 2015. NACE-2008-8538, 2015.

ROGERS C. E., in **Physics and Chemistry of the Organic Solid State**, Vol. 2, D. Fox, M. M. Lobes, and A. Weissberger (eds.), Interscience Publishers, New York, 1965, p. 517, 1965.

ROGOWSKA, M., GUDME, J., RUBIN, A., PANTLEON K. & AMBAT R. (2016) **Effect of Fe ion concentration on corrosion of carbon steel in CO2 environment**, Corrosion Engineering, Science and Technology, 51:1, 25-36, DOI: 10.1179/1743278215Y.0000000029, 2016.

ROQUES, J.P, et al. **Field Test of a Flexible Pipe Integrity Monitoring System**, Rio Oil and Gás, IBP2739-10, Rio de Janeiro, Brasil, 2010.

ROSLI, N. R. **The effect of oxygen in sweet corrosion of carbon steel for enhanced oil recovery applications.** 2015. 197 f. Tese (Doutorado em Engenharia) – Russ College of Engineering and Technology, Ohio University, Ohio, 2015.

RUBIN, A., Overby, S., Nielsen, T. S., Haahr, M. H., & Gudme, J., **Corrosion Rates of Carbon Steel in Confined Environments**, NACE International, NACE-2012-1495, CORROSION 2012, 11-15 March, Salt Lake City, Utah, 2012.

RUBIN, A.; GUDME, J. **Qualification of Steel Wire for Flexible Pipes.** In: CORROSION 2006, 2006, San Diego. Proceedings... Houston: NACE International, 2006.

SAIF Z. AL GHAFRI, GEOFFREY C. MAITLAND, J.P. MARTIN TRUSLER, **Experimental and modeling study of the phase behavior of synthetic crude oil+CO2**, In Fluid Phase Equilibria, Volume 365, 2014, Pages 20-40, 2014.

SCHLOTTER, N. E.; FURLAN, P. Y. **A review of small molecule diffusion in polyolefins.** Polymer 1992, 33, 3323-3342, 1992.

SCHMITT, G. (2015). **Fundamental aspects of CO2 metal loss corrosion. Part II: Influence of different parameters on CO2 corrosion mechanism.** NACE - International Corrosion Conference Series. 2015.

SCHWARZ T., KOCKELMANN, H., **The hole drilling method – the best technique for the experimental determination of residual stresses in many fields of application, assessment of residual stress measurement method**, MTB 29 (1993) No. 2, pp 33-38, 1993.

SHEN, YIJUN, MA, FRANK, TAN, ZHIMIN, SHELDRAKE, TERRY, **Development of the End Fitting Tensile Wires Fatigue Analysis Model: Sample Tests and**

Validation in an Unbonded Flexible Pipe, Offshore Technology Conference, pages 1-12, 2008.

SHIGLEY, JOSEPH E, CHARLES R., **Projeto de engenharia mecânica**, Mischke, Richard G. Budynas: tradução João Batista de Aguiar, Jose' Manoel de Aguiar. - 7. ed. - Porto Alegre: Bookman, 2005. 960 p.; 28 cm, 2005.

SIMONSEN, A., **Inspection and monitoring techniques for un-bonded flexible risers and pipelines**. 2014. 76 f. Dissertação (Mestrado em Tecnologia Offshore) – Faculty of Science and Technology, University of Stavanger, Stavanger, 2014.

SIQUEIRA, C., **Linhas sob controle**, Brasil Online, <http://webcache.googleusercontent.com/search?q=cache:UeXn0Nu1MLoJ:brasilennergiaog.editorabrasilenergia.com/news/secoes/entrevistas/2017/07/linhas-sob-controle-450495.html+&cd=1&hl=pt-BR&ct=clnk&gl=br>, 2017, acesso em 31/07/2017, 2017.

SKAJAEVELAND H., SAETRE H.J., **Norwegian deepwater program 1996-2016**, Summary Report, 2017.

SOUZA J.R.M, SOUZA, F.J.M. SIQUEIRA, M.Q., SAGRILO. L.V.S., LEMOS, C.A.D., **A Theoretical Approach to Predict the Fatigue Life of Flexible Pipes**, Journal of Applied Mathematics, Volume 2012, Article ID 983819, 29 pages, doi:10.1155/2012/983819, 2012.

SUN, YUHUA & GEORGE, KEITH & NESIC, SRDJAN. (2003). **The Effect of Cl and Acetic Acid on Localized CO2 Corrosion in Wet Gas Flow**, - International Corrosion Conference Series. 2003.

TALGATTI, O, **INSTABILIDADE RADIAL EM DUTOS FLEXÍVEIS COM DEFEITOS NA BANDAGEM DE ALTA RESISTÊNCIA SUJEITOS A CARGAS AXIAIS COMPRESSIVAS**, Dissertação de Mestrado, PPGE3M, UFRGS, 2013.

TALGATTI, O. L.; STROHAECKER, T. R.; MOSQUEN, A.; BORGES, M. F.; NUNES, C. D.; PINTO, O. O.; STAPASOLLA, T. Z., **Instabilidade radial em dutos flexíveis com defeitos na bandagem de alta resistência sujeitos a cargas axiais compressivas**. Estudos Tecnológicos (Online), v. 10, p. 24-34, 2014.

TARAVEL-CONDAT C, DESAMAIS N. **Qualification of High Strength Carbon Steel Wires for Use in Specific Annulus Environment of Flexible Pipes Containing CO2 and H2S**. ASME. International Conference on Offshore Mechanics and Arctic Engineering, Volume 3: Safety and Reliability; Materials Technology; Douglas Faulkner Symposium on Reliability and Ultimate Strength of Marine Structures ():585-591. doi:10.1115/OMAE2006-92394. 2006.

TREMBLAY, PATRICE, SAVARD, MARTINE M., VERMETTE, JONATHAN, PAQUIN, RÉAL, **Gas permeability, diffusivity and solubility of nitrogen, helium, methane, carbon dioxide and formaldehyde in dense polymeric membranes using a new on-line permeation apparatus**, In Journal of Membrane Science, Volume 282, Issues 1–2, 2006.

WRIGHT, ARTHUR W., **Biographical memoir of Benjamin Silliman 1816-1885**, National Academy of Sciences, Junho, 1911.

XAVIER, F. G. **Avaliação da vida em fadiga de um novo modelo de terminal conector para dutos flexíveis**. 2009. 179 f. Tese (Doutorado em Engenharia) – Programa de Pós-graduação em Engenharia de Minas, Metalúrgica e de Materiais, Universidade Federal do Rio Grande do Sul, Porto Alegre, 2009.

APÊNDICE A – EQUAÇÕES DE TENACIDADE À FRATURA

Os valores de CTOD (δ) foram determinados baseando-se no cálculo da área plástica, conforme o modelo adotado pela ASTM E1820 e E1290, que foram atualizados para converter o valor de Integral-J em CTOD. As Equações 1 e 2 apresentam as fórmulas utilizadas para o cálculo de CTOD e Integral-J, respectivamente, para a geometria SE(B).

$$J = \frac{K^2(1 - \nu^2)}{E} + \frac{\eta_{pl} A_{pl}}{B_N b_o \left(1 + \frac{\alpha + z}{0,8\alpha_o + 0,2W}\right)} \quad (1)$$

$$J = \frac{K^2(1 - \nu^2)}{E} + \frac{\eta_{pl} A_{pl}}{B_N b_o \left(1 + \frac{\alpha + z}{0,8\alpha_o + 0,2W}\right)} \quad (2)$$

Onde:

m = função de a/W e σ_{ys}/σ_{ts} , possuindo valor entre 1 e 2;	A_{pl} = área plástica sob a curva carga-deslocamento;
σ_y = limite de escoamento efetivo $[(\sigma_{ys} + \sigma_{ts})/2]$;	b = ligamento remanescente (W-a);
K = fator intensidade de tensões;	B_N = espessura líquida do corpo de prova ($B_N = B$);
ν = coeficiente de Poisson;	z = altura do “knifeedge”;
E = módulo de elasticidade;	α = coeficiente (para SE(B), $\alpha = 0$ e para C(T) com CMOD,
η_{pl} = fator eta (função de a/W);	$\alpha = 0,25W$).

Para a configuração de corpo de prova do tipo SE(T), a equação para o cálculo do CTOD e do J são ligeiramente diferentes das Equações 1 e 2. As Equações 3 e 4 apresentam as fórmulas selecionadas para o cálculo do CTOD e da Integral-J para a geometria SE(T), respectivamente, sendo essa escolha baseada no artigo de Ruggieri. Além disso, o coeficiente “m” foi mantido como constante igual a 2, por não haver outra equação na literatura atual e, assim, foi utilizado o valor mais conservador.

$$J = \frac{K^2(1 - \nu^2)}{E} + \frac{\eta_{pl} A_{pl}}{B_N b_o \sigma_{ys}} \quad (3)$$

$$J = \frac{K^2(1 - \nu^2)}{E} + \frac{\eta_{pl} A_{pl}}{B_N b_o} \quad (4)$$

O fator *eta* (η_{pl}) é uma função polinomial da profundidade de trinca (a/W) e seus coeficientes estão bem definidos para as configurações padronizadas (SE(B), C(T)). Para o corpo de prova do tipo SE(T) foram utilizados os coeficientes determinados por Ruggieri. Estes coeficientes são função do coeficiente de encruamento da equação de Ramberg-Osgood (n), da distância entre as regiões de fixação das garras (H), do tipo de deslocamento medido (LLD ou CMOD) e da propriedade de tenacidade à fratura (J ou CTOD). Para o material dos fios ($n \approx 20$), distância entre as garras ($H=10$) e deslocamento CMOD foram utilizadas as Equações 5 e 6 para obtenção do CTOD ($\eta_{\delta} = \eta_{pl}$) e Integral-J ($\eta_J = \eta_{pl}$), respectivamente:

$$\eta_{pl}(a/W) = -0,0157 + 9,0697(a/W) - 43,1752(a/W)^2 + 97,1855(a/W)^3 - 109,9534(a/W)^4 + 49,2308(a/W)^5 \quad (5)$$

$$\eta_J\left(\frac{a}{W}\right) = 0,4023 + 7,7140\left(\frac{a}{W}\right) - 43,2838\left(\frac{a}{W}\right)^2 + 108,4318\left(\frac{a}{W}\right)^3 - 131,9872\left(\frac{a}{W}\right)^4 + 61,2821\left(\frac{a}{W}\right)^5 \quad (6)$$

O fator intensidade de tensão “K” foi calculado através das Equações 7 e 8.

Corpo de prova SE(B):

(7)

$$K = \left[\frac{PS}{(BB_N)^{\frac{1}{2}} W^{\frac{3}{2}}} \right] f\left(\frac{a}{W}\right)$$

Corpo de prova SE(T):

(8)

$$K = \left[\frac{P}{(BB_N)^{\frac{1}{2}} W^{\frac{1}{2}}} \right] f\left(\frac{a}{W}\right)$$

Onde:

P = carga no ponto de cálculo;
S = distância entre os apoios;
W = largura do corpo de prova;

$f(a/W)$ = é uma função adimensional que introduz o efeito geométrico do corpo de prova na distribuição das tensões na ponta da trinca.

Normas para ensaios de Mecânica de Fratura disponibilizam expressões de $f(a/W)$ para corpos de prova normatizados, como o do tipo SE(B). Para o corpo de prova SE(T), foi utilizada os coeficientes obtidos por CRAVERO e RUGGIERI, conforme apresentado na Equação 9:

$$f\left(\frac{a}{W}\right) = 0,2832 + 3,8497\left(\frac{a}{W}\right) - 1,4522\left(\frac{a}{W}\right)^2 + 4,1716\left(\frac{a}{W}\right)^3 + 9,9094\left(\frac{a}{W}\right)^4 - 7,4188\left(\frac{a}{W}\right)^5 \quad (9)$$

APÊNDICE B – MEDIDAS DE RUGOSIDADE

Os resultados das medições de rugosidade foram demonstrados na Tabela 47.

Tabela 47 – Resultados das medidas de rugosidade (Fonte: o Autor).

Amostra	Parâmetro de rugosidade	Posição	VM (µm)	IM (µm)	Parâmetro de rugosidade	Posição	VM (µm)	IM (µm)
6-135/3	R _a	A1	0,201	0,02	R _t	A1	2,3	0,23
		A2	0,176	0,018		A2	2,488	0,249
		A3	1,094	0,109		A3	6,95	0,695
		A4	0,75	0,075		A4	7,413	0,741
		B1	0,209	0,021		B1	3,4	0,34
		B2	0,94	0,094		B2	7,688	0,769
		L1	0,582	0,058		L1	4,463	0,446
		L2	0,7	0,07		L2	7,95	0,795
6-136/3	R _a	A1	0,325	0,033	R _t	A1	3,725	0,373
		A2	0,271	0,027		A2	4,525	0,453
		A3	0,442	0,044		A3	5,313	0,531
		A4	0,431	0,043		A4	5,8	0,58
		B1	0,488	0,049		B1	4,988	0,499
		B2	1,629	0,163		B2	10,388	1,039
		L1	1,511	0,151		L1	9,988	0,999
		L2	0,108	0,011		L2	1,675	0,168
6-137/3	R _a	A1	0,386	0,039	R _t	A1	5,65	0,565
		A2	0,513	0,051		A2	5,188	0,519
		A3	0,787	0,079		A3	5,9	0,59
		A4	0,522	0,052		A4	4,3	0,43
		B1	0,471	0,047		B1	5,113	0,511
		B2	0,427	0,043		B2	6,1	0,61
		L1	1,096	0,11		L1	12,3	1,23
		L2	0,606	0,061		L2	5,588	0,559
6-138/3	R _a	A1	0,207	0,021	R _t	A1	2,375	0,238
		A2	0,157	0,016		A2	1,75	0,175
		A3	0,654	0,065		A3	5,563	0,556
		A4	0,262	0,026		A4	3,15	0,315
		B1	0,145	0,015		B1	2,713	0,271
		B2	1,735	0,174		B2	13,413	1,341
		L1	0,745	0,075		L1	6,263	0,626
		L2	0,12	0,012		L2	1,838	0,184
6-139/3	R _a	A1	0,19	0,019	R _t	A1	2,013	0,201
		A2	0,56	0,056		A2	5,138	0,514
		A3	0,295	0,03		A3	5,463	0,546
		A4	0,215	0,022		A4	2,225	0,223
		B1	0,244	0,024		B1	2,95	0,295
		B2	0,165	0,017		B2	2,638	0,264
		L1	0,755	0,076		L1	6,063	0,606
		L2	0,089	0,009		L2	1,338	0,134
6-140/3	R _a	A1	0,236	0,024	R _t	A1	3,238	0,324
		A2	1,166	0,117		A2	8,525	0,853
		A3	1,365	0,137		A3	12,613	1,261
		A4	0,392	0,039		A4	3,913	0,391
		B1	1,496	0,15		B1	13,513	1,351
		B2	0,378	0,038		B2	6,663	0,666
		L1	1,408	0,141		L1	10,138	1,014
		L2	0,071	0,007		L2	0,863	0,086

APÊNDICE C – POSIÇÃO DAS FRATURAS

A Figura 145 apresenta um mapa das rupturas dos fios das armaduras de tração em relação as posições dos conectores e do corpo tubular.

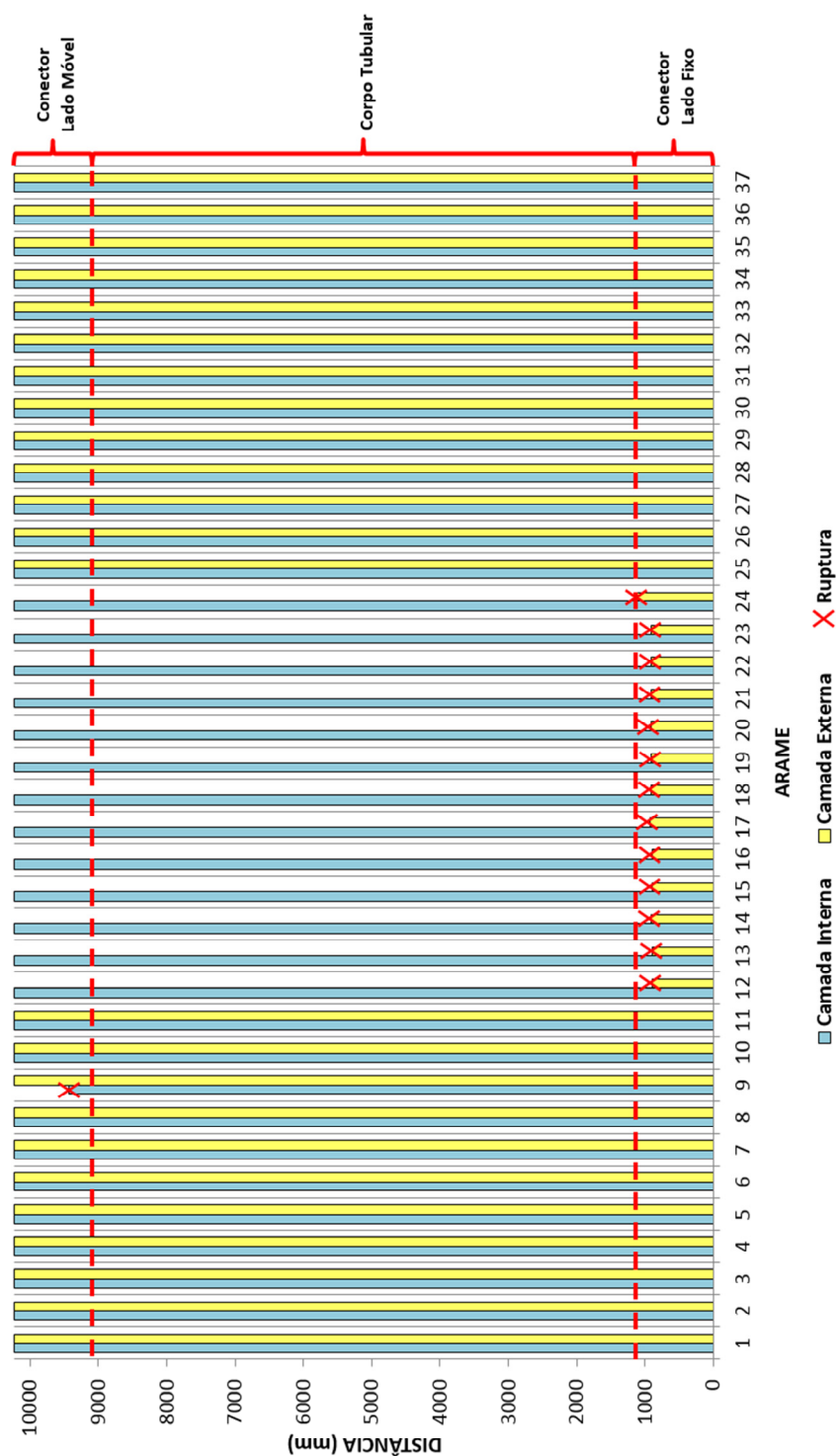


Figura 145 – Mapa das rupturas de fios da armadura de tração no ensaio de fadiga em escala real com anular alagado com água do mar sintética a 1 bara de CO₂ (MRT). Fonte: (o Autor).